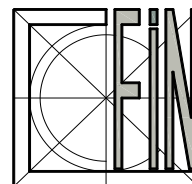




UNIVERSITETI POLITEKNIK I TIRANËS
FAKULTETI I INXHINIERISE SE NDERTIMIT



DISERTACION

Për marrjen e gradës shkencore “DOKTOR”

PËRCAKTIMI I POTENCIALIT TË LËNGËZIMIT NË ZONËN BREGDETARE TË GOLEMIT

Kandidati: M. Sc. Shpresa Gashi

Udhëheqësi: Prof. Asoc. Dr. Neritan Shkodrani

Tiranë, 2016

Familjes sime !

PËRMBAJTJA

Përmbajtja	iii
Simbolet e përdorura	v
Abstrakt	vii
 1. LËNGËZIMI I DHERAVE	1
1.1 Lëngëzimi në format e tij	1
1.1.1 Lëngëzimi në formën e rrjedhjes (Flow Liquefaction)	1
1.1.2 Lëvizshmëria ciklike (Cyclic Mobility)	2
1.2 Vlerësimi i rrezikut të lëngëzimit	2
1.3 Pritshmëria e lëngëzimit	3
1.3.1 Nivel të depozitimit.....	3
1.3.1.1. Faktori historic	3
1.3.1.2. Faktori gjeologjik.....	4
1.3.1.3. Faktori i përbërjes	5
1.3.1.4. Faktori hidrologjik	6
1.3.2. Nivel të shtresës së dheut	7
1.3.3. Kriteri i gjendjes	8
 2. VLERËSIMI I POTENCIALIT TË LËNGËZIMIT	11
2.1 Metoda energjitike.....	11
2.2 Metoda e deformimeve (Cyclic Strain-Based Approach).....	12
2.3 Metoda e sforcimeve (Cyclic Stress-Based Approach)	13
2.3.1. Të dhënat e marra në lanorator nga kampione dheu të paprishur.....	14
2.3.2. Të dhënat e marra nga provat in-situ	17
 3. VLERËSIMI I POTENCIALIT TË LËNGËZIMIT ME METODËN DETER-	
MINISTIKE BAZUAR NE TË DHËNAT IN-SITU.....	22
3.1 Vlerësimi i koeficientit të sforcimeve ciklike, CSR (cyclic stress ratio)	22
3.2 Vlerësimi i CRR bazuar në të dhënat in-situ	27
3.2.1 Vlerësimi i CRR nga të dhënat e SPT dhe CPT nga autorë të ndryshëm	31
3.2.1.1 Metoda e propozuar nga Idriss & Boulanger (2004).....	31
3.2.1.2 Metoda e propozuar nga NCEER (Youd et al. (2001).....	33
3.2.1.3 Metoda e propozuar nga Robertson & Wride (1998, 2004, 2010.....	34
3.2.1.3 Metoda e propozuar nga Juang (2000, 2006, 2010, 2012)	37
3.3 Vlerësimi i faktorit të sigurise (FS).....	42
3.4 Vlerësimi i probabilitetit të lëngëzimit për një faktor të dhënë sigurie (FS)	42

4. METODAT PROBABILITARE.....	44
4.1 Metodat probabilitare të llogaritjes së lëngëzimit bazuar në të dhënat e SPT dhe CPT....	44
4.1.1 Cetin et al. (2004).....	44
4.1.2 Moss et al. (2004).....	45
4.2 Metoda probabilitare e llogaritjes së lëngëzimit bazuar në analizë e besueshmërisë me të dhënat e CPT sipas Juang 2006	47
4.2.1 Gjëndja kufitare e fillimit të lëngëzimit	47
4.2.2 Pasiguria e parametrave hyrës	48
4.2.3 Matrica e korrelimit ndërmjet parametrave hyrës	49
4.2.4 Metodologjia e vlerësimit të pasigurisë së modelit (Model Uncertainty)	50
4.2.5 Metoda e besueshmërsisë sipas rregullit të parë (FORM) dhe përcaktimi probabilitet të lëngëzimit	51
5. PJESA APLIKATIVE	54
5.1 Të përgjithshme	54
5.2 Përshkrimi i zonës	54
5.3 Rezultate dhe diskutime për rastin studimorë, zona e Golemit	55
6. KONKLUSIONE	78
7. REFERIMET	81
SHTOJCA	88
Shtojca A	89
Shtojca B	111

SIMBOLET E PËRDORURA

A_c	Sipërfaqja anësore e konit
a_{max}	Shpejtimi maximal në sipërfaqen e dheut
BPT	Prova e penetrimit Becker
CPT	Prova e penetrimit të konit
CRR	Koeficienti i rezistencës ciklike
CRR_M	Koeficienti i rezistencës ciklike për një magnitudë të dhënë tërmeti
CSR	Koeficienti i sforcimeve ciklike
COV	Koeficienti i variacionit
[C]	Matrica e kovariancës
D_r	Dendësia relative
FC	Fraksione të imta
F_R	Koeficienti i normalizuar i fërkimit anësor
f_s	Rezistenca e fërkimit anësor (CPT)
FS	Faktori i sigurisë
G_0	Moduli fillestar i prerjes së dheut
G	Moduli i prerjes së dheut
g	Nxitimi i rënies së lirë
I_c	Indeksi i sjelljes së dheut
K_c	Faktor korrigjues në funksion të karakteristikave të grimcave të dheut.
K_α	Faktori korrigjues për sipërfaqet e pjerrëta
K_0	Koeficienti i shtytjes në gjëndje qetësie
K_σ	Faktori korrigjues i sforcimeve efektive
LL	Kufiri i rrjedhshmërisë
MSF	Faktori i shkallës së magnitudës
N	Vlera e N-të e korrigjuar
N_{60}	Vlera e N-të e matjes së SPT për matjet në terren
$(N_1)_{60}$	Vlera e N-të e SPT e korrigjuar dhe e normalizuar për 60% të energjisë së çekiçit
M	Magnituda e tërmetit
OCR	Shkalla e mbikonsolidimit
P_a	Presioni atmosferik
PL	Probabiliteti i lëngëzimit
PI	Indeksi i plasticitetit

PSHA	Llogaritjet probabilitare të rrezikut sizmik
q_c	Rezistenca e majës së konit
q_t	Rezistenca e korigjuar e konit
q_{c1N}	Vlera e normalizuar e rezistencës së majës së konit
$q_{c1N,cs}$	Vlera e korigjuar e rezistencës së normalizuar për praninë e fraksioneve të imta
Q_c	Rezistenca e majës e korigjuar të konit
[R]	Matrica e korrelimit
R_f	Koeficienti i fërkimit
r_d	Koeficienti i rigjeditetit të dheut
S	Rezistenca në prerje e dheut
SPT	Prova e penetrimit standard
t	Koha
u_o	Presioni në ujin e poreve
u_2	Presioni shtesë në ujin e poreve
V_s	Shpejtësia e valëve prerëse
W_c	Përmbajtja e ujit
z_{max}	Thellësia maksimale e dheut
α	Raporti ndërmjet sforcimeve prerëse dhe atyre vertikale për të njëjtën pikë.
ε_v	Deformimet volunetrike
φ'	Këndi efektiv i fërkimit të brëndshëm
γ	Pasha volumore e dheut ose deformimet në prerje të dheut
γ_{max}	Deformimet prerëse maksimale të dheut
ξ_R	Parametër i gjëndjes
σ_v	Sforcimet vertikale
σ'_v	Sforcimet efektiv vertikale
σ_H	Sforcimet horizontale
τ_s	Sforcimet prerëse të dheu
τ_{cic}	Sforcimet prerëse ciklike të dheut
τ_{max}	Sforcimet prerëse maksimale të dheut
σ_0	Sforcimet fillestare
β	Vlera mesatare
ρ	Koeficient i korrelimit

Abstrakt

Lëngëzimi është një fenomen shumë i rëndësishëm tek argjilat pluhurore, phuhurat ranorë dhe gjithashtu tek rërat. Potenciali i lartë i lëngëzimit njihet në ato raste kur këto tipe dherash shtrihen poshtë ujrave nëntokësor. Dherat me plasticitet të ulët siç janë pluhurat, pluhurat ranorë apo dhe rërat janë takuar si depozitime të aluviale në pjesën perendimore të Shqipërisë, veçanërisht në plazhet ranore të detit Adreatik afër qytetit të Durrësit.

Qëllimi i këtij studimi është vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në zonën e Golemit. Ky vlerësim do të bëhet sipas dy metodave, asaj deterministike në funksion të një faktori sigurie, FS, dhe asaj probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë, PL. Të dy vlerësimet janë të bazuara tek metodat që përdorin të dhënat in-situ të CPT-së. Për këtë qëllim në zonën tonë të studimit janë realizuar

8 CPTu përgjat bregdetit.

Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në funksion të faktorit të sigurisë, si procedurë në vetëvete krahason koeficientin e rezistencës ciklike (CRR) në një thellësi të dhënë me koeficientin e sforcimeve ciklike (CSR) të induktuar nga tërmeti në këtë thellësi për një tërmet të caktuar. Ky vlerësim është bërë sipas tre autorëve të ndryshëm, përkatësisht: Robertson dhe Wride, 2010; Idriss dhe Boulanger, 2008; Juang, 2012. Analiza e faktorëve që kontrollojnë lëngëzimin sipas të tre autorëve tregon që në këtë zonë kemi pritshmëri ndaj lëngëzimit. Vlerësimi probabilitarë është bërë nëpërmjet analizës FORM ku është vlerësuar potenciali i lëngëzimit sipas indeksit të besueshmërisë β që është vlerësuar sipas metodës Hasofer-Lind. Për këtë qëllim çdo CPTu është ndarë në nënshtrës sipas llojit të tyre dhe për çdo nënshtrës janë llogaritur vlerat mesatare dhe koeficienti i variacionit për çdo të dhënë që hyjnë në llogaritje. Vlerësimi probabilitarë i potencialit të lëngëzimit tregon që zona ka një potencial lëngëzimi kryesisht mesatarë. Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit i kombinuar sipas të dy metodave asaj që vlerëson FS dhe asaj që vlerëson PL na jep një informacion shumë më të saktë për vlerësimin e këtij fenomeni në zonën tonë të studimit dhe tregon që ky fenomen duhet të meret në konsideratë gjatë projektimit të ndërtimeve të ndryshme.

1. LËNGËZIMI I DHERAVE

Lëngëzimi është një nga dukuritë më të rëndësishme, interesante, komplekse në inxhinierinë gjeoteknike të tërmeteve. Efektet e tij tërhoqën vëmendjen e inxhinierëve gjeoteknikë në vitin 1964 kur ndodhi tërmeti në Alaskë ($M_w=9.2$) i ndjekur dhe nga tërmeti në Niigata, Japoni ($M_s=7.5$). Të dy tërmetet shkaktuan ngjarje spektakolare me efektin e lëngëzimit, duke shkaktuar dëme, përfshirë rrëshqitje, humbje të rezistencës prerëse të dherave, humbje të qëndrueshmërisë së ndërtesave dhe notimin apo dhe zhytjen e ndërtesave. Që nga kjo kohë lëngëzimi është studiuar gjerësisht nga inxhinierë të shumtë nga e gjithë bota. Metoda të ndryshme, procedura analizash janë propozuar për vlerësimin e këtij fenomeni.

Termi lëngëzim është përdorur për të përshkruar një numër të ndryshëm dukurish. Duke u munduar të ndiqen hapat e zhvillimit që janë bërë në lidhje me lëngëzimin në këtë material do të flasim për kuptimin e konceptit të lëngëzimit të lidhur me sjelljen e dherave, dhe përdorimin e tij për të përshkruar metoda të ndryshme, nëpërmjet të cilit potenciali i lëngëzimit mund të vlerësohet. Për të bërë këtë fillimisht duhet të njihemi me disa terminologji për të bërë dallimin ndërmjet dukurive, që shpesh herë janë përshkruar me termin lëngëzim. Teknologjitë e reja lejojnë që këto dukuri të përshkruhen në një mënyrë të re, që të thjeshtohet kuptimi i mekanizmit dhe mënyrës se si ato kontribuojnë në dëmet nga tërmeti.

1.1 LËNGËZIMI -NË FORMAT E TIJ

Termi *lëngëzim* fillimisht është përdorur nga Terzaghi (1925) që e përshkruante në këtë mënyrë: "lëngëzimi mund të ndodhë në një *dhë* të ngopur me ujë, që ka humbur rezistencën në prerje, duke transferuar kështu të gjithë ngarkesën në ujin e poreve, për pasojë presioni hidrostatik, pavarësisht nga thellësia, rritet deri në atë pikë sa të kalojë vlerën e sforcimeve ($\tau = \sigma' \tan \phi = (\sigma - u) \tan \phi$)". Mogami dhe Kubo (1953) e përdorin në lidhje me një seri dukurish, që përfshinin deformimet e dheut të shkaktuar nga ngarkimet monotone, dukuritë kalimtare ose të përsëritshme të dherave të lidhur, të ngopur me ujë në kushtet pa drenim. Rritja e presionit të ujit të poreve, në kushtet pa drenim, gjatë rritjes së ngarkesës, është një shenjë dalluese e të gjitha dukurive të lëngëzimit. Tendanca e tokave jokohezive të thata për t'u ngjeshur në kushtet e ngarkimit statik dhe ciklik është shumë mirë e njohur. Kur tokat e lidhura janë të ngopura me ujë, rritja e menjëhershme e ngarkesës që ndodh në kushtet pa drenim, shkakton lëngëzimin. Kështu tendenca për densifikim shkakton rritje të presionit të ujit të poreve dhe zvogëlimin e sforcimeve efektive. Dukuria e lëngëzimit që rrjedh prej këtyre proceseve mund të ndahet në dy grupe kryesore: lëngëzimi në trajtën e rrjedhjes (lëngëzimi) dhe lëvizshmëria ciklike. Që të dyja, lëngëzimi në trajtën e rrjedhjes dhe lëvizshmëria ciklike, janë shumë të rëndësishme dhe çdo vlerësim në lidhje me lëngëzimin duhet t'i konsiderojë që të dyja. Në terren, lëngëzimi në trajtën e rrjedhjes ndodh shumë më rrallë se ai i lëvizshmërisë ciklike por efektet e tij janë shumë më të rrezikshme. Lëvizshmëria ciklike, nga ana tjetër, mund të ndodhë më shpesh në dhera: efektet e tij mund të jenë nga të parëndësishme deri në dëme të mëdha.

1.1.1 Lëngëzimi në formën e rrjedhjes (Flow Liquifaction)

Lëngëzimi në formën e rrjedhjes shkakton efektet më dramatike në krahasim me të gjithë dukuritë, që lidhen me lëngëzimin - paqëndrueshmëri katastrofike që njihen me termin *paqëndrueshmëri në trajtë rrjedhjeje*. Lëngëzimi në trajtën e rrjedhjes ndodh atëherë kur sforcimi prerës (τ) i dheut, i nevojshëm për një ekuilibër statik, është më i madh se sa

rezistenca prerëse e dheut (S) në gjendjen e lëngëzuar. *Deformimet e mëdha të shkaktuara nga lëngëzimi në formën e rrjedhjes janë realisht të shkaktuara nga sforcimet prerëse të ekuilibrit statik. Sforcimet ciklike mund të sjellin dheun në një gjendje të paqëndrueshme ku rezistenca*

e saj ulet në atë masë sa sforcimet statike të prodhojnë humbje të aftësisë mbajtëse në trajtë rrjedhjeje. Lëngëzimi në formën e rrjedhjes karakterizohet nga natyra e papritur e origjinës së tij, shpejtësia me të cilën zhvillohet, distanca e madhe ku shpesh spostohet materiali nga lëngëzimi.

1.1.2 Lëvizshmëria Ciklike (Cyclic Mobility)

Lëvizshmëria ciklike është një dukuri tjetër, që mund të shkaktojë deformime të mëdha gjatë tërmetit. Në kundërshtim me lëngëzimin në formën e rrjedhjes ndodh atëherë kur sforcimet prerëse të ekuilibrit statik janë më të vogla se rezistenca e dheut të lëngëzuar. Deformimet e shkaktuara nga lëvizshmëria ciklike rriten shumë gjatë lëkundjeve të tërmetit. Në kundërshtim me lëngëzimin në formën e rrjedhjes, deformimet nga lëvizshmëria ciklike janë të induktuara si nga sforcime prerëse ciklike ashtu dhe nga ato statike. Këto deformime, të quajtura *zhvendosje anësore (lateral spreading)*, mund të ndodhin si në pjerrësi fare të vogla ashtu dhe në ato vertikale të përshkruara nga ujërat. Kur mbi këto pjerrësi ka dhe struktura, zhvendosja anësore e dheut mund të shkaktojë dëme serioze.

Një rast i veçantë i lëvizshmërisë ciklike është *niveli i humbjes së qëndrueshmërisë nga lëngëzimi*. Meqenëse sforcimet prerëse horizontale në gjendje statike, që mund të nxisin deformimet anësore, nuk ekzistojnë, niveli i lëngëzimit mund të prodhojë lëvizje të mëdha dhe kaotike, të njohura si *lëkundje oshilative të dheut* gjatë lëkundjeve të tërmetit, duke gjeneruar lëvizje të vogla e të përkohshme të dheut. *Niveli i humbjes së qëndrueshmërisë nga lëngëzimi*, shkaktohet nga niveli i sipërm i ujërave nëntokësorë, ndodh kur lëkundjet sizmike indukojnë rritje të presionit të ujit të poreve. Në funksion të kohës së nevojshme për të arritur ekuilibrin hidraulik, *niveli i lëngëzimit* si humbje qëndrueshmërie mund të ndodhë edhe pasi lëkundjet e dheut kanë ndodhur. Ulja vertikale, përmytja e tokave me kuotë të ulët, vullkanet ranore janë karakteristike për nivelin e humbjes së qëndrueshmërisë nga lëngëzimi.

1.2 VLERËSIMI I RREZIKUT TË LËNGËZIMIT

Që të dyja format e lëngëzimit, lëngëzimi në formën e rrjedhjes dhe lëvizshmëria ciklike mund të shkaktojnë dëme të mëdha, dhe një vlerësim i plotë i rrezikut të lëngëzimit kërkon që potenciali për secilën formë të adresohet siç duhet. Kur inxhinieri gjeoteknik përballet me probleme të tilla, ai mund të vlerësojë rrezikun e potencialit të lëngëzimit duke bërë pyetjet e mëposhtme:

A është dheu i aftë të lëngëzohet?

Nëse po, a mund të ndodhë lëngëzimi?

Nëse lëngëzimi ndodh, çfarë dëmsh mund të shkaktojë?

Nëse përgjigja e pyetjes së parë është jo, atëherë vlerësimi i rrezikut të lëngëzimit mund të mbyllet me përgjigjen se rreziku ndaj lëngëzimit nuk ekziston. Nëse përgjigja është po, duhet shtruar pyetja e dytë. Në shumë raste do të ishte më efiçente të ndërronim vendet e pyetjeve të dytë dhe të tretë, sidomos kur dëmet janë shumë të pakëndshme. Nëse përgjigjet janë të treja po, atëherë ekziston një problem. Nëse niveli i rrezikut sizmik është i pranueshëm, atëherë trulli duhet të braktiset ose të përmirësohet përdorimi i strukturave

të duhura. Tre janë pyetjet kryesore të vlerësimit të rrezikut sizmik; *pritshmëria, fillimi dhe efektet*. Të treja pyetjet duhen marrë parasysh për vlerësimin e rrezikut sizmik.

1.3 PRITSHMËRIA E LËNGËZIMIT

Jo të gjitha dherat janë të pritshme për t'u lëngëzuar; pra, në fillim të një vlerësimi të rrezikut sizmik duhet të studiohet pritshmëria e lëngëzimit. Nëse dhe nuk ka pritshmëri për lëngëzim, atëherë nuk ka nevojë të bëhet vlerësimi i rrezikut të lëngëzimit. Për të studiuar këtë pritshmëri duhet të ndalemi sipas Kramer, 2008 në dy nivele:

- Nivel të depozitimit të dheut
- Nivel të shtresës së dheut

1.3.1 Nivel të depozitimit të dheut

Nëse dhe është i pritshëm të lëngëzohet, gjithsesi, çështja e fillimit të lëngëzimit dhe efektet duhen përcaktuar. Ka faktorë të ndryshme që ndikojnë në pritshmërinë e lëngëzimit. Këto përfshijnë faktori historik, gjeologjik, përbërja dhe faktori hidrologjik. Një vlerësim paraprak mund të bëhet duke u bazuar tek koncepti i faktorit të pritshmërisë sipas ekuacionit të mëposhtëm bazuar tek Youd, 1998 dhe Youd dhe Perkins (1978) :

$$F_{Sc} = F_{his} + F_{geo} + F_{comp} + F_f \quad (1.1)$$

Ku:

F_{Sc} = faktori i pritshmërisë; F_{his} = faktori historik; F_{geo} = faktori gjeologjik; F_f = faktori hidrologjik.

1.3.1.1 Faktori historik

Informacione të shumta në lidhje me lëngëzimin janë marrë nga të dhënat e tërmeteve të mëparshme, të cilat tregojnë se lëngëzimi shpesh ndodh në të njëjtat dhera, te të cilat përbërja dhe niveli i ujërave nëntokësore nuk ka ndryshuar (Youd, 1984a). Këto të dhëna historike mund të përdoren për të lokalizuar zona të caktuara, të cilat mund të jenë të paragatitura për t'u lëngëzuar në tërmetet e ardhshme. Youd (1991) përshkroi një numër të gjerë ndodhish historike, të cilat ishin përdorur për ndërtimin e një harte për pritshmërinë e lëngëzimit.

Faktori historik është i lidhur me vëzhgimet e pasojave të tërmeteve të mëparshme, dhe shpejtimet e tërmeteve të rëna si më poshtë:

$$F_{his} = C_{tp} \cdot C_{sis} \quad (1.2)$$

Tabela 1.1 Vlerësimi relative i fenomeneve historike

Vëzhgime historike	C_{tp}
Lëngëzim i përhapur	10
Fenomen i limituar	5
Nuk ka lëngëzim	1
Nuk e di	2.5

Tabela 1.2 Vlerësimi relative i shpejtimit maksimal i verifikuar

<i>Shpejtimi maksimal i arritur (g)</i>	<i>C_{sis}</i>
0-0.05	5.0
0.05-0.1	3.0
0.1-0.2	2.0
0.2-0.3	1.5
0.3-0.4	1.2
>0.4	1.0

1.3.1.2 Faktori gjeologjik

Depozitat e dherave që priten të lëngëzohen janë të formuara pa një kronologji të shtresave përbërëse të dheut (Youd 1991). Shtresat e depozituara, përmbajtja e ujit, mosha e dheut; të gjitha këto kontribuojnë në rrezikun e potencialit të lëngëzimit. Proceset gjeologjike që shndërrojnë dherat në dhera me fraksione të imta, duke i depozituar ato në gjendje poroze, prodhojnë dhera me pritshmëri për t'u lëngëzuar. Rrjedhimisht depozitimet lumore, koluviale dhe aluviale, të ngopura me ujë pritet të lëngëzohen. Lëngëzimi vërohet gjithashtu dhe në bregdete, tarraca, depozitime dherash, por jo në përmasat e atyre të mësipërme. Pritshmëria e dherave në moshë më të vjetër për t'u lëngëzuar është më e vogël se e atyre në moshë të re. Dherat e Holokonit janë më të pritshme se ato të epokës së akullnajave, gjithsesi pritshmëria ulet me zvogëlimin e moshës së Holokonit.

Tabela 1.3 Vlerësimi relative i morfologjisë së dheut C_{geo}

Morfologjia e depozitimit të dheut	Mosha e dheut			
	Holokone të reja <500 vjet	Holokone të vjetra	Pleistocene të reja	Pleistocene të vjetra
Kanale lymore	10	-	-	-
Fushë lymore	10	6	2	1
Delta bregdetare	10	6	2	1
Depozitime lymore	6	6	2	-
Lugina dhe fusha aluvionale	6	4	2	1
Delta Kontinentale	6	4	2	1
Depozita liqenore	6	4	2	1
Depozita Koluviale	6	4	2	1
Duna	6	4	2	1
Estauriane	6	4	2	1
Plazhe (energji e ulët)	6	4	2	1
Lagunore	6	4	2	1
Zona litorale (bregdete)	6	4	2	1
Lugina aluvionale	4	2	2	1
Plazhe (energji e lartë)	4	2	1	1
Mbetjet e shpateve	2	2	1	1
Depozita akullnajore	2	2	1	1
Depozita shtufore	2	2	1	1
Mbushje të kompaktuara (shkëmb)	2	2	1	1
Shkëmb	0	0	0	0

Tabela 1.4 Vlerësimi relative i C_{att}

Identifikimi i gjeomorfologjisë	C_{att}
Nga gjeologu	1,0
Nga inxhinieri	1,1
Nga harta gjeologjike	1,2
Nga Vleresuesi	1,5

$$F_{geo} = C_{geo} \cdot C_{att} \quad (1.3)$$

1.3.1.3 Faktori i përbërjes

Faktori i përbërjes përfshinë karakteristikat fizike të dheut që luajnë një rol të rëndësishëm në pritshmërinë ndaj lëngëzimit dhe që janë:

Gradimi (C_{grad}), forma e grimcave (C_{shape}), përmbajtja e fraksioneve të imta (C_{FC}), plasticiteti i fraksioneve të imta (C_{PI}), përmbajtja e ujit (C_{wc})

$$F_{comp} = (C_{grad}) \cdot (C_{shape}) \cdot (C_{FC}) \cdot (C_{PI}) \cdot (C_{wc}) \quad (1.4)$$

Vlera e secilit prej këtyre faktorëve sipas Brusci, 2014 jepen në tabelat e mëposhtme:

Tabela 1.5 Vlerësimi relative i C_{grad}

Koeficienti i uniformitetit	C_{grad}
1-2	1,00
2-3	0,95
3-4	0,90
4-5	0,85
>0,5	0,75
i panjohur	1,00

Tabela 1.6 Vlerësimi relative i C_{shape}

Format e fraksioneve	C_{shape}
Rrumbullake	1,00
Sub-rrumbullake	0,95
Sub-këndore	0,90
Këndore	0,80
E panjohur	1,00

Tabela 1.7 Vlerësimi relative i C_{FC}

Përmbajtja e FC (% kamimit të sites N.200)	C_{FC}
0-20	1,00
20-40	0,95
40-60	0,90
60-80	0,85
80-100	0,80
E panjohur	1,00

Tabela 1.8 Vlerësimi relative i C_{PI}

Indeksi i plasticitetit, PI (%)	C_{PI}
0-7	1,00
7-12	0,80
12-20	0,50
20-30	0,25
>30	0,15
E panjohur	1,00

Tabela 1.9 Vlerësimi relative i C_{WC}

Përmbajtja e ujit	C_{WC}
WC > 0.85LL	1,00
$0.80LL \leq WC \leq 0.85LL$	0,90
WC < 0.80LL	0,80
E panjohur	1,00
LL= kufiri i rrjedhshmërisë	

1.3.1.4 Faktori hidrologjik

Faktori hidrologjik është i lidhur me nivelin e ujrave nëntokësore të dheut dhe vlerësohet në bazë të Tabelës 1.10 si mëposhtë:

Tabela 1.10 Vlerësimi relative i F_{WC}

Thellësia e nivelit të ujrave nëntokësore (m)	F_{WC}
<3	1.0
3 – 6	0.9
6 – 10	0.8
10 – 15	0.7
>15	0.6
E panjohur	1.0

Mbasi janë përcaktuar vlerat e faktorëve të mësimërm është e mundur vlerësimi i faktorit të pritshmërisë së lëngëzimit si më poshtë:

Tabela 1.11 Vlerësimi relative i F_{WC}

F_{WC}	Pritshmëria ndaj lëngëzimit
0 – 5	Shumë e ulët
5 – 10	E ulët
10 – 25	E moderuar
25 – 50	E lartë
>50	Shumë e lartë

Të dhëna të tjera të rëndësishme që mund të përdoren për vlerësimin e pritshmërisë ndaj lëngëzimit janë të dhënat e Tabelës 1.12 të propozuara nga Youd (1998) dhe Tabelës 1.13 të propozuar nga Seed dhe Peacock (1971).

Youd në vlerësimin e rrezikut ndaj lëngëzimit për veprat rrugore përcakton vlerën minimale të magnitudës së tërmetit “të aftë” për të aktivizuar lëngëzimin për dhera të ndryshëm (Tabela 1.12)

Tabela 1.12 Rekomandimet sipas Youd (1998) për vlerësimin e rrezikut ndaj lëngëzimit

Magnituda e tërmetit	Rreziku ndaj lëngëzimit	
	Shkëmb dhe dhera të dendur (rëra dhe zhavorre) dhe të kompaktuar (argjila)	Argjila të buta ose rëra dhe zhavorre nga porozitet në të dendura
$M < 5.2$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.4g$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.1g$
$5.2 < M < 6.4$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.1g$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.05g$
$6.4 < M < 7.6$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.05g$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.025g$
$M > 7.6$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.025g$	Shumë i ulët nëse $a_{\max} < 0.025g$

Seed dhe Peacock korrelojnë shpejtimin maksimal të tërmetit me densitetin relative të dheut për vlerësimin e rrezikut të lëngëzimit sipas Tabelës 1.13

Tabela 1.13 Rekomandimet sipas Seed dhe Peacock (1971)

Shpejtimi maksimal (g)	Lëngëzim shumë i mundshëm	Potenciali i lëngëzimit varet nga shkalla e dendësisë të dheut dhe nga magnituda e tërmetit	Ndodhja e lëngëzimit është pak e mundur
0.10	$D_r < 33\%$	$33 < D_r < 54$	$D_r > 54\%$
0.15	$D_r < 48\%$	$48 < D_r < 73$	$D_r > 73\%$
0.20	$D_r < 60\%$	$60 < D_r < 85$	$D_r > 85\%$
0.25	$D_r < 70\%$	$70 < D_r < 92$	$D_r > 92\%$

1.3.2 Nivel të shtresës së dheut

Për vite me radhë është menduar se potenciali i lëngëzimit ishte i kufizuar vetëm për dherat ranorë. Dherat e lidhur (me kohezion) konsideroheshin si të paaftë për të rritur presionin e ujit të poreve, që lidhet me tendencën për lëngëzim. Lëngëzimi i lymrave joplastikë u vrojtua në laborator dhe në terren (Ishihara, 1984, 1985). Doli se karakteristikat plastike, në krahasim me përmasat e grimcave, ndikojnë më shumë në potencialin e lëngëzimit për tokat e lidhura.

Autorë të ndryshëm studiuhan pritshmërinë ndaj lëngëzimit për dherat kokërrimët Kështu Wang, 1979 propozoi kriteret e mëposhtme që duhet të plotësoj një dhé që të ketë pritshmëri për lëngëzim:

Përmbajtje të fraksioneve të imta (FC) me përmasa 0.005mm të ishte në kufinjtë 15% - 20%;

Kufi të rrjedhshmërisë $LL \leq 35\%$;

Përmbajtja natyrale e ujit $W_c \geq 0.9 \cdot LL$;

Treguesi i plasticitetit $PI \leq 0.75$

Andrewse dhe Martin, 2000 i modifikuan këta kufinj si më poshtë:

Përmbajtje të fraksioneve të imta (FC) me përmasa 0.002 mm të ishte në kufinjt $<10\%$;

Kufiri i rrjedhshmërisë $LL \leq 32\%$;

Në ditët e sotme rekomandohet që të përdoren metodat e propozuara nga Boulanger dhe Idriss (2006) apo Bray dhe Sancio (2006). Në Figurën 1.1 dhe Figurën 1.2 jepen rekomandime në lidhje me vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, sipas Bray & Sancio 2006.

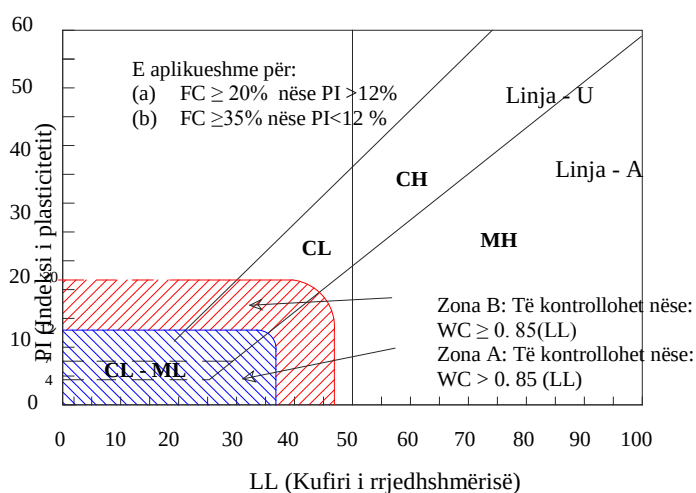


Figura 1.1: Rekomandime në lidhje me vlerësimin e “lëngëzimit” në funksion të llojit të dheut (Bray & Sancio 2006)

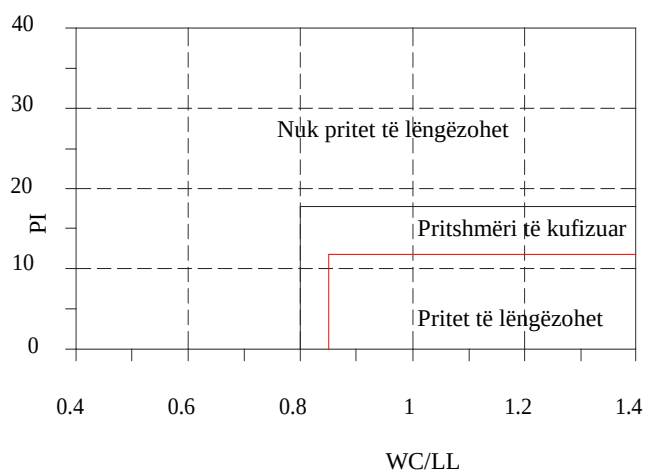


Figura 1.2: Pritshmëria për lëngëzim në funksion të lagështisë dhe treguesit të plasticitetit (Bray & Sancio 2006)

1.3.3 Kriteri i gjendjes

Edhe pse toka mund të plotësojë kriteret për t’u lëngëzuar, përsëri lëngëzimi mund të mos ndodhë. Pritshmëria për lëngëzim varet gjithashtu nga gjendja fillesare e dheut (p. sh.

gjendja e sforcimeve, karakteristikat e densitetit të dheut në kohën e ndodhjes së tërmetit). Meqenëse tendenca për të pasur rritje të presionit të ujit të poreve varet nga dy faktorë; 1) densiteti i dheut, 2) sforcimet fillestare, pritshmëria e dheut për t'u lëngëzuar varet në mënyrë të veçantë nga gjendja fillestare e sforcimeve të dheut. Për të kuptuar mekanizmin e zhvillimit të lëngëzimit duhet të ndalemi te sforcimet në rastin e një elementi vëllimor, dhe gjendja e sforcimeve në një depozitim.

- Në nivelin e një elementi:

Një *dhé* ranor përbëhet nga një tërësi grimcash të pavarura nga njëra-tjetra. Secila prej tyre është në kontakt me një numër të caktuar grimcash të tjera. Peshë volumore e këtyre grimcave përcakton dhe *forcën e kontaktit*, që nënkupton dhe rezistencën e dheut. Nëse hapësira ndërmjet grimcave është e mbushur me ujë (dhe e ngopur me ujë), atëherë uji ushtron një sforcim tek grimcat që ndikon tek forcat e fërkimit të grimcave me njëra-tjetrën ($\tau = c' + (\sigma - u)tg\phi'$). Rritja e presionit të brendshëm të ujit të poreve për efekt të lëkundjeve sizmike (ngarkesë dinamike ciklike) shkakton një zvogëlim të rezistencës së dheut $\tau = \sigma' tg\phi' = (\sigma - u)tg\phi'$ deri sa ajo anulohet. Në dherat kokërrtrashë, siç është rasti i rërave kur sforcimet anulohen, elementi i dheut nuk ka më rezistencë dhe sillet si një element fluid, duke shkaktuar deformime të mëdha.

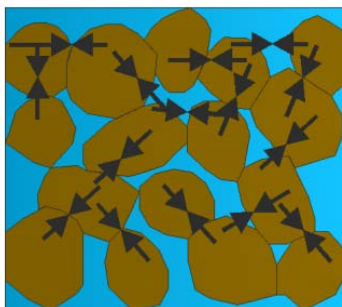


Figura 1.3: Një element njësi

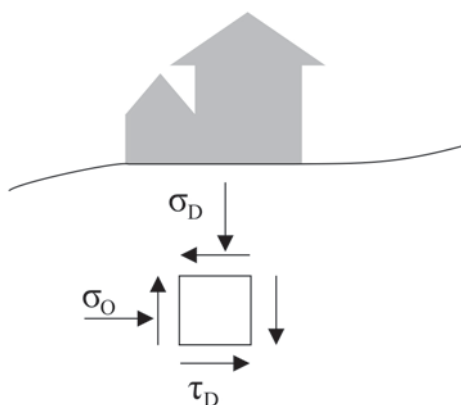


Figura 1.4: Një element në njësinë e volumit

- Sjellja e dheut në depozitim natyral përpara rënies së tërmetit:

Nën një depozitim natyral apo poshtë një ngarkese një element dheu përpara veprimit të tërmetit, është nën veprimin e sforcimeve vertikale efektive dhe sforcimeve prerëse statike. Në Figurën 1.5 jepet sjellja e dheut para rënies së tërmetit.

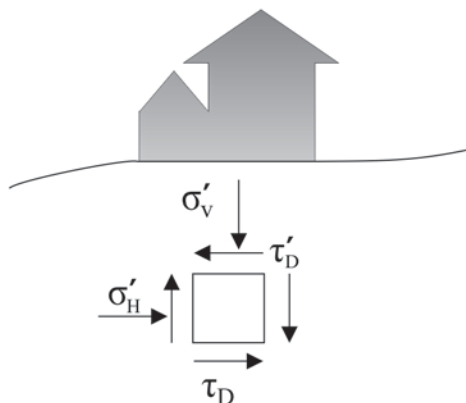


Figura 1.5: Sjellja e dheut para rënies së tërmetit

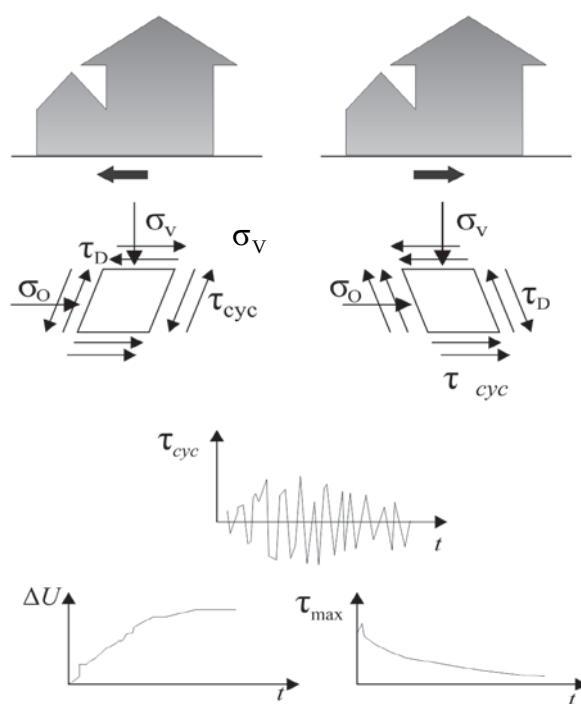


Figura 1.6: Sjellja e dheut nën një depozitim natyral kur vepron tërmeti

Gjatë lëkundjeve sizmike dheu është nën veprimin e një sforcimi prerës ciklik i induktuar nga tërmeti τ_{cyc} (Figura 1.6). Një veprim i tillë tek dherat ranorë shkakton një dendësim dhe rritje të sforcimeve të brendshme të presionit të ujit të poreve. Në funksion të shpejtësisë me të cilin ndodhin lëkundjet sizmike, rritja e presionit të ujit të poreve nuk mund të shpërndahet menjëherë dhe për pasojë dheu është subjekt i ngarkimit në kushtet pa drenim. Sforcimet efektive zvogëlohen dhe rezistenca e dheut mund të anullohet. Edhe nëse rezistenca e dheut nuk do të anulohet plotësisht, dheu bëhet më i butë dhe subjekt i deformimeve të mëdha.

2. VLERËSIMI I POTENCIALIT TË LËNGËZIMIT

Kur një tokë në bazë të disa kriterëve, siç i përshkruan Kramer (2008), rezulton me pritshmëri për t'u lëngëzuar, hapi tjetër në vlerësimin e rrezikut ndaj lëngëzimit është vlerësimi i potencialit të lëngëzimit, që është dhe çështja kryesore në këtë studim. Faktorët kryesorë që kontrollojnë potencialin e lëngëzimit të një dheu ranorë nën nivelin e ujërave nëntokësor dhe në zona me aktivitet sizmik janë: intensiteti dhe kohëzgjatja e lëkundjeve sizmike, densiteti i dheut, sforcimet efektive të dheut. Metoda të ndryshme janë përdorur për të bërë vlerësimin e potencialit të lëngëzimit siç janë: (i) metoda energjitike (energy-based approach), (ii) metoda e deformimeve (the cyclic stress-based approach), (iii) metoda e sforcimeve (the cyclic strain-based approach). Secila nga këto metoda përshkruhet në mënyrë të përgjithshme dhe në mënyrë të veçantë si metoda e sforcimeve.

2.1 METODA ENERGJITIKE

Kjo metodë teorikisht është shumë e përshtatshme për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Energjia e përdorur reflekton si sforcimet ciklike ashtu dhe amplitudën e deformimeve. Kur një dhë i ngopur me ujë është nën veprimin e ngarkesave ciklike, ai dendësohet në përfundim të përthithjes së energjisë, aq energji sa kërkohet për rivendosjen e grimcave të dheut. Për një dhë të ngopur me ujë në kushtet pa drenim, densifikimi shkakton një rritje të presionit të ujit të poreve, aq sa energjia e kërkuar për rivendosjen e grimcave zvogëlohet për shkak të forcave të kontaktit ndërmjet grimcave. Duke përdorur këtë parim, Davis dhe Berrill (1982) formuluan parimin e *energjisë bazë*, sipas të cilit energjia e çliruar nga tërmeti në një zonë është përgjegjëse për rritjen e presionit të ujit të poreve dhe gjithashtu përfaqëson një kriter themelor për lëngëzimin. Berrill dhe Davis rishikuan teorinë e tyre dhe formuluan një relacion për rritjen e presionit të ujit të poreve, duke marrë në konsideratë një marrëdhënie jolineare ndërmjet rritjes së presionit të ujit të poreve dhe energjisë së çliruar nga tërmeti, ndikimin e përthithjes natyrale dhe rivendosjen e lidhjes ndërmjet magnitudës-totale të çliruar në mënyrë radiale.

$$\frac{\Delta u}{\sigma'_{vo}} = \frac{120 \cdot A^{0.5} \cdot 10^{0.75M}}{r \cdot N_1^{1.5} \cdot (\sigma'_{vo})^{0.75}} \quad (2.1)$$

Ku:

Δu = rritja e presionit në ujin e poreve, σ'_{vo} = sforcimi vertikal efektiv në thellësinë e interesit, N = vlera e korrigjuar e SPT në thellësinë e studimit, A = faktor i përthithjes së materialit, M = magnituda e tërmetit, r = distanca nga zona e studimit tek burimi i tërmetit. Law et al. (1990) përdori parimin e mësipërm të energjisë dhe formuloi një kriter për ndodhjen e lëngëzimit në tokat ranore si më poshtë.

$$\frac{10^{1.5M}}{2.28 \cdot 10^{-10} \cdot N_1^{11.5} \cdot r^{4.3}} \leq 1.0 \quad (2.2)$$

Autorë të tjerë janë marrë me studimin e marrëdhënies ndërmjet rritjes së presionit të ujit të poreve dhe energjisë së çliruar nga tërmeti. Fillimi i lëngëzimit mund të formulohet

nëpërmjet krahasimit të energjisë me njësi të llogaritur nëpërmjet një serie regjistrimesh të tërmeteve me rezistencën ndaj lëngëzimit bazuar në metodën energjitike për parametrat in-situ të dheut. Metoda energjitike është ndër metodat më pak të përdorura për shkak të mungesës së të dhënave cilësore të nevojshme për kalibrimin e kësaj metode.

2.2 METODA E DEFORMIMEVE (CYCLIC STRAIN-BASED APPROACH)

Numri i madh i faktorëve, që ndikojnë në deformimet ciklike, të nevojshme për të shkaktuar lëngëzimin, mund të bëjnë që të dhënat e përcaktuara në laborator të jenë shumë të vështira. Seed (1976) theksoi se: “Karakteristika e lëngëzimit për rërat në terren janë të përcaktuara nga një numër i madh faktorësh, ku dendësia relative është vetëm një, dhe një kujdes i veçantë duhet në përzgjedhjen e secilit prej këtyre faktorëve për karakteristikat e dheut që do të përdoren”.

Në përpjekje për të zhvilluar një teori më të mirë për lëngëzimin, Dobry dhe Ladd (1980) përshkruan një teori për përdorimin e deformimeve ciklike, në vend të sforcimeve ciklike, për të karakterizuar forcën e tërmetit dhe rezistencën ndaj lëngëzimit. Metoda është e mbështetur në përvojën eksperimentale, që tregon se densifikimi i rrëave të thata nën kontrollin e deformimeve ciklike është më efektiv se sa nga veprimi i sforcimeve ciklike (p. sh., Silver dhe Seed, 1971; Youd, 1972) dhe ekzistenca e një pragu të deformimeve prerëse volumetrike (γ_t) përtej të cilave dendësimi nuk ndodh. Meqenëse një rrërë e thatë ka tendencë të densifikohet, kjo është direkt e lidhur me tendencën e saj që të rrisë presionin e ujit të poreve, kur ajo është e ngopur me ujë. Kjo tregon që rritja e presionit të ujit të poreve është më e rëndësishme për rritjen e deformimeve ciklike se sa veprimi ciklik i tërmetit. Në teorinë e deformimeve ciklike forca e induktuar nga tërmeti është e shprehur në termat e deformimeve ciklike. Historiku i ngarkimit të sforcimeve ciklike në një tërmet ekzistues është i rastit dhe jo i rregullt. Për të krahasuar forcën e tërmetit me rezistencën e lëngëzimit të matur në laborator, tërmeti duhet të përfaqësohet nga një vlerë ekuivalente uniforme e deformimeve ciklike. Metoda e deformimeve është bazuar tek moduli i deformimit në prerje të dheut G , që përfshin brenda koeficientin e dendësisë relative dhe parametra të tjerë, që lidhen me rezistencën ndaj lëngëzimit. Konvertimi i deformimeve ciklike jo të rregullta në deformime ciklike të rregullta është i njëjtë me atë të teorisë së sforcimeve ciklike. Deformimet absolute jepen si më poshtë:

$$\gamma = \frac{\tau}{G} \quad (2.3)$$

Seed dhe Idriss (1971) propozuan ekuacionin e mëposhtëm për vlerësimin e deformimeve uniforme:

$$\gamma = 0.65 \cdot \frac{a_{max}}{g} \cdot \frac{\sigma_v}{G \cdot (\gamma_{cyc})} \cdot r_d \quad (2.4)$$

Dobry et. al (1982) propozoi metodën e mëposhtme për të përcaktuar amplitudën e deformimeve uniforme ciklike nga amplituda e sforcimeve uniforme ciklike, duke u bazuar tek ekuacioni i mësipërm.

$$\gamma_{cyc} = 0.65 \cdot \frac{a_{max}}{g} \cdot \frac{\sigma_v}{G_0 \cdot \left(\frac{G}{G_0} \right)^\gamma} \cdot r_d \quad (2.5)$$

Ku:

$G \cdot (\gamma_{cyc})$ = moduli i prerjes së dheut për $\gamma = \gamma_{cyc}$; G_0 = moduli fillestar i prerjes

Për të përcaktuar vlerën e G_0 mund të përdoret ekuacioni klasik:

$$G_0 = \rho \cdot V_s^2 \quad (2.6)$$

Ku:

ρ - Densiteti i dheut (pesha volumore/pesha e gravitetit g) dhe V_s – shpejtësia e valëve prerëse, të matura me prova gjeofizike si p. sh. (MASE) ose prova në terren CPT, SPT, DMT etj. Mbasi është përcaktuar vlera e γ_{cyc} atëherë kjo vlerë krahasohet me deformimet prerëse kufitare (γ_t). Nëse $\gamma_{cyc} < \gamma_t$; atëherë nuk kemi rritje të presionit të ujit të poreve, për rrjedhojë lëngëzimi nuk mund të fillojë. Nëse $\gamma_{cyc} > \gamma_t$, ndodhja e lëngëzimit është e mundur. Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit bëhet duke krahasuar ngarkesën ciklike të induktuar nga tërmeti, e karakterizuar nga amplituda e një serie uniforme sforcimesh ciklike (N_{eq}), me rezistencën ndaj lëngëzimit, që shprehet në trajtën e termave të amplitudës së deformimeve ciklike, e nevojshme për të filluar lëngëzimin për të njëjtin numër ciklesh ngarkimi. Lëngëzimi mund të ndodhë aty ku sforcimet nga tërmeti kalojnë rezistencën ndaj lëngëzimit. Dordy et al. (1984) zhvilloi një provë në triaksial për matjen e rezistencës ndaj lëngëzimit, duke zhvilluar deformime ciklike në kushtet pa drenim në një kampion cilindrik të triaksial me deformime të kontrolluara.

2.3 METODA E SFORCIMEVE (CYCLIC STRESS-BASED APPROACH)

Në këtë metodë veprimi i tërmetit është i shprehur në trajtën e sforcimeve ciklike. Ato krahasohen me rezistencën e dheut ndaj lëngëzimit, e cila gjithashtu shprehet në trajtën e sforcimeve ciklike. Në pikat ku sforcimet e induktuara nga tërmeti kalojnë rezistencën e dheut, atëherë pritet të ndodhë lëngëzimi. Ngarkesa nga tërmeti mund të shprehet nëpërmjet dy mënyrave: (i) nga një analizë e hollësishme e dheut në lidhje me tërmetin, (ii) metoda e thjeshtuar, e cila fillimisht u propozua nga Seed dhe Idriss (1971). Metoda e thjeshtuar është shumë herë më e përdorur se sa metoda e parë. Ngjeshja e dheut e shkaktuar nga ngarkesa sizmike, përcaktimi i rezistencës së dheut nëpërmjet të dhënave laboratorike kërkon konvertimin e një varesie në kohë të sforcimeve prerëse nga një formë jo e rregullt në një seri ekuivalente.

Seed dhe Idriss (1971) propozuan ekuacionin e mëposhtëm për vlerësimin e sforcimeve prerëse mesatare:

$$\tau_{mes} = 0.65 \cdot \frac{a_{max}}{g} \cdot \sigma_v \cdot r_d \quad (2.7)$$

Ku:

τ_{av} = vlera mesatare e sforcimeve prerëse; σ_v = sforcimet totale vertikale në thellësinë e konsideruar; a_{max} = akserelacioni maksimal i dheut; g = akserelacioni i gravitetit;

r_d = koeficient i reduktimit të rigjeditetit. Faktori 0.65 është përdorur për të marrë vlerën mesatare të sforcimeve prerëse në një vlerë prej 65% e vlerës maksimale të rezistencës ciklike. Metoda e sforcimeve (procedura) është gjerësisht e përhapur. Dy janë metodat, që përdoren për përcaktimin e potencialit të lëngëzimit, sipas kësaj procedure. Njëra u mbështet në të dhënat laboratorike të kampioneve të paprishur, dhe tjetra u bazua në korrelimet empirike, sipas të dhënave të marra nga matjet fushore (In-Situ).

2.3.1 Të dhënat e marra në laborator nga kampione dheu të paprishur

Rezistenca e dheut ndaj lëngëzimit nga të dhënat laboratorike mund të përcaktohet nëpërmjet dy tipe provash në laborator: (i) prova në triaksial, (ii) prova e prerjes së thjeshtë ciklike. Në fillim të dhënat e sforcimeve prerëse (τ), mbështeteshin në të dhënat laboratorike për të përcaktuar rezistencën ndaj lëngëzimit. Për të krijuar kushtet fillestare të sforcimeve shumë prova laboratorike bëheshin në kampione izotropikë të konsoliduara në aparatën triaksial, ose me K_0 (koeficient i shtytjes në gjendje qetësie) nën veprimin e një force prerëse në kushtet normale të konsolidimit. Në këto prova “humbja e qëndrueshmërisë në trajtën e lëngëzimit” zakonisht përkufizohej si pika ku fillonte lëngëzimi ose në disa kufij të sforcimeve prerëse ciklike (zakonisht 5% për rërat e dendura). Të dhënat laboratorike treguan se numri i ngarkimeve ciklike, të nevojshme për të shkaktuar lëngëzimin (NL), ulej me rritjen e amplitudës së forcës prerëse dhe me zvogëlimin e densitetit. (Figura 2.1)

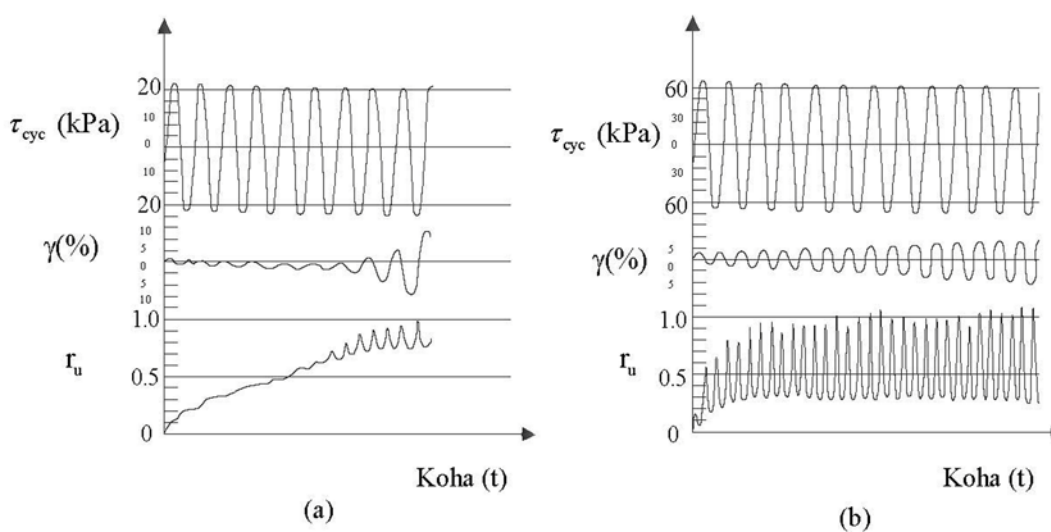


Figura 2.1: Rezultatet e provës së forcës prerëse mbi një kampion (a) rërë poroz ($D_R=47\%$) (b) rërë e dendur ($D_R=75\%$); Sipas Ishihara, 1985.

Lëngëzimi pritej që të ndodhte tek dherat poroze për një numër të vogël ciklesh ngarkimi, me sforcime prerëse ciklike të mëdha. Ndërkohë që mund të duhen me mijëra cikle me amplitudë të vogël të sforcimeve prerëse për të shkaktuar lëngëzimin në dherat poroze. Lidhja ndërmjet densitetit, amplitudës së sforcimeve prerëse dhe numrit të cikleve për të shkaktuar lëngëzimin mund të shprehet grafikisht me anën e kurbës së sforcimeve ciklike e përcaktuar grafikisht si ajo e treguar në Figura 2.2. Kurbat e sforcimeve ciklike zakonisht janë të normalizuara nga sforcimet fillestare të mbikonsoliduara për të marrë koeficientin e sforcimit ciklik (CSR). Ky koeficient mund të përcaktohet në mënyra të ndryshme. Ngarkimi më i thjeshtë i sforcimeve ciklike CSR përcaktohet si më poshtë:

$$(CSR)_{ss} = \frac{\tau_{cyc}}{\sigma'_{vo}} \quad (2.8)$$

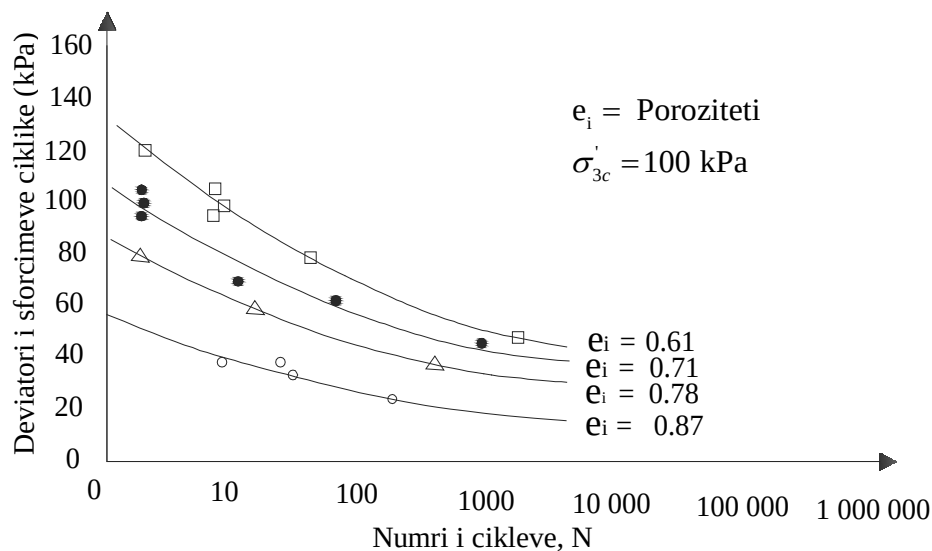


Figura 2.2: Sforcimet ciklike të nevojshme për të shkaktuar fillimin e lëngëzimit.
(Seed dhe Lee, 1965)

Për provat në triaksial, jepet raporti i sforcimeve maksimale ciklike me sforcimet fillestare:

$$(CSR)_{tx} = \frac{\sigma_{dc}}{3 \cdot \sigma'_{3c}} \quad (2.9)$$

Prova e thjeshtë e sforcimeve ciklike në krahasim me atë në triaksial kërkon vlera të ndryshme forcash, prandaj dhe vlera e CSR është e ndryshme. Zakonisht për lëngëzimin ato lidhen me njëra - tjetrën si më poshtë:

$$(CSR)_{ss} = c_r \cdot (CSR)_{tx} \quad (2.10)$$

Ku:

c_r = faktor korrelimi që përcaktohet në Tabelën 2.1

Në kundërshtim me provën e thjeshtë dhe provat në triaksial, tërmetet shkaktojnë sforcime prerëse në të gjitha drejtimet. Lëkundje në shumë drejtime janë vëzhguar (Pyke, et. al., 1975) dhe kanë shkaktuar rritje të presionit të ujit shumë më shpejtë se sa në lëkundjet vetëm në një drejtim. Seed et al. (1975a) sugjerojnë që CSR e nevojshme për të shkaktuar lëngëzim në terren ishte rreth 10% më e ulët se sa kërkohet për një lëkundje vetëm në një drejtim në provën e sforcimeve prerëse. Rezistenca e dheut në terren për t'i rezistuar lëngëzimit jepet me formulën e mëposhtme:

$$(CSR)_{terren} = \frac{\tau_{cyc}}{\sigma'_{vo}} = 0.9 \cdot (CSR)_{tss} = 0.9 \cdot c_r \cdot (CSR)_{tx} \quad (2.11)$$

Tabela 2.1 Vlera e koeficientit korrigjues c_r të CSR

Referuar	Ekuacioni	c_r	
		$K_0 = 0.4$	$K_0 = 1.0$
Finn et. al (1971)	$c_r = (1 + K_0) / 2$	0.7	1.0
Seed dhe Peacock (1971)	Varion	0.55-0.72	1.0
Castro (1975)	$c_r = 2 \cdot (1 + K_0) / 3 \cdot \sqrt{3}$	0.69	1.15

Të dhënat laboratorike mund të përcaktojnë gjithashtu se si rritet presioni i ujit të poreve. Për provat me sforcime ciklike të kontrolluara me një ngarkesë uniforme, Lee dhe Albaisa (1974) dhe De Alba et. al (1975) gjetën se koeficienti i presionit të ujit të poreve r_u është i lidhur me ngarkimet ciklike si më poshtë:

$$u_u = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \cdot \sin^{-1} \left[2 \left(\frac{N}{N_L} \right)^{1/\alpha} - 1 \right] \quad (2.12)$$

Ku:

N_L = numri i cikleve të nevojshme për të shkaktuar fillimin e lëngëzimit ($r_u = 1.0$), α = është në funksion të parametrave të dheut dhe kushteve të provës. Ekuacioni i mësipërm mund të përdoret për të përcaktuar presionin e poreve kur lëngëzimi fillestar nuk mund të ndodhë. Në një përpjekje që lidh ngarkimin jouniform, Martin et al (1975) zhvilloi një model bazë, që lidhte uljet e rërave të thata në ngarkimet ciklike dhe reagimin e sforcimeve për shkak të deformimeve karakteristike të dheut për të parashikuar presionin e ujit të poreve. Modeli u eksperimentua në dhera jolinearë (uniform) nga ana e analizës sizmike për të pasur një sforcim efektiv të afërt me atë të lëngëzimit. Për vite me radhë rezistenca ndaj lëngëzimit zakonisht karakterizohej nga sforcimet ciklike të përcaktuara në laborator. Puna e mëvonshme tregoi që sforcimet ciklike (τ_{cyc}) si baza për matjen e rezistencës ndaj lëngëzimit ishte e ndikuar nga faktorë të ndryshëm si densiteti fillestar dhe sforcimet. Historiku i tërmeteve të mëparshëm në shtresëzimet e dherave ndikon gjithashtu në rezistencën ndaj lëngëzimit [p. sh rezistenca ndaj lëngëzimit e një kampioni dheu që ka qenë i ekspozuar në tërmetet e mëparshme gjatë krijimit të shtresave, është më e madhe se sa po kjo trashësi shtrese, që nuk është provuar nga tërmetet. Gjithashtu rezistenca ndaj lëngëzimit rritet me rritjen e koeficientit të konsolidimit dhe koeficientit K_0 të presionit anësor të dheut në kushte qetësie). Dhe së fundmi sa më e gjatë koha për presione të qëndrueshme (të pandryshueshme) aq më e lartë qëndrueshmeria ndaj lëngëzimit. Të gjithë këta parametra janë në funksion të shtresëzimeve historike të dheut, dhe tentojnë të ndikojnë në sjelljen e dheut fillimisht për nivele të vogla sforcimi të shoqëruara dhe me fillimin e lëngëzimit. Këto sforcime të vogla shkatërrohen shpejt për lëvizje të vogla dhe është e vështirë të rindërtohen përsëri në mostrat e dheut. Për arsye të këtyre faktorëve, karakterizimi i rezistencës ndaj lëngëzimit është shumë i vështirë të përcaktohet nëpërmjet të dhënave laboratorike, prandaj këto metoda janë zëvendësuar nga ato In- Situ (provat në terren).

Provat në triaksial për rezistencën ndaj lëngëzimit mund të jenë të vështira dhe për kampionët jouniform. Meqenëse presioni i ujit të poreve rritet në triaksial për tokat e lidhura, tek tokat granulare ato tentojnë të ngjeshen (dendësohen), duke shkaktuar rritje të

densifikimit në pjesët e poshtme të kampionit dhe rrallim (rritje të porozitetit) në pjesën e sipërme. Një jouniformitet në densitet çon në sforcime jouniforme dhe rrjedhimisht në rritjen e porozitetit të kampionit në pjesën e sipërme. Ky jouniformitet mund të shkaktojë pasiguri të konsiderueshme në aplikimin e provës në triaksial, prandaj duhet të kalohet në provat në terren.

2.3.2 Të dhënat e marra nga provat In-Situ

Prova fillestare u bë nga Whitman (1971), i cili u bazua në rastet historike të ndodhjes së lëngëzimit për të përcaktuar rezistencën ndaj lëngëzimit në termat e matur në terren. Rastet e mëparshme mund të karakterizoheshin nga një parametër i forcës ($\mathcal{L}$) dhe një parametër i rezistencës së lëngëzimit ($\mathcal{R}$), ku përcaktohej grafikisht nëse lëngëzimi ndodh ose jo (Figura 2. 3). Mund të ndërtohet një kufi ndërmjet $\mathcal{L}$ – $\mathcal{R}$, një kombinim që tregon nëse ka ndodhur në të shkuarën ose jo rënia e tërmetit. Kufiri zakonisht është ndërtuar në mënyrë konservative, në mënyrë të tillë që rastet, në të cilat ka ndodhur lëngëzimi, shrihen mbi këtë kufi. Në këtë provë koeficienti i sforcimeve ciklike zakonisht është përdorur si parametër ngarkimi, dhe në provat në terren si parametër që reflekton densitetin dhe presionin e ujit të poreve, karakteristikat e dherave janë përdorur si parametra të rezistencës ndaj lëngëzimit.

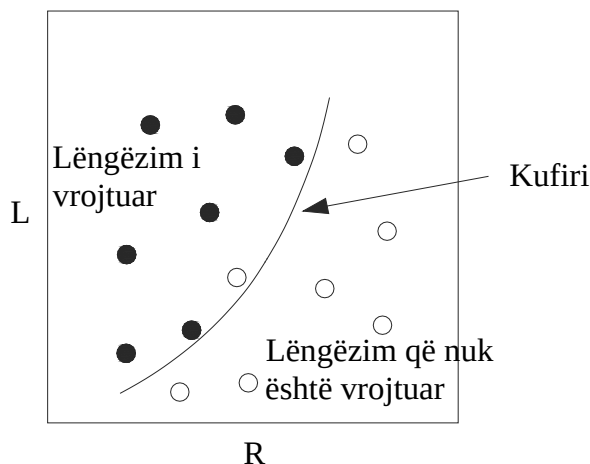


Fig. 2.3 Varësia e parametrit të ngarkimit kundrejt parametrit të rezistencës së lëngëzimit

Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit mund të përcaktohet duke u bazuar në të dhënat In-Situ nga prova të tilla si (i) prova e penetrimit standart (SPT), (ii) prova e penetrimit të Konit (CPT), (iii) nëpërmjet dilatometrit (DMT), (iv) prova e penetrimit të Becker (BPT) etj.

Për shkak të vështirësisë që ekziston në marrjen e kampioneve të paprishur, për dhera granularë, përdorimi i provave në terren, të kalibruara me të dhënat historike, pëlqehet nga inxhinierët gjeoteknikë në vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Nga metodat e mësipërme, metoda e bazuar në të dhënat e SPT dhe të CPT janë më të përhapura në vlerësimin e potencialit të lëngëzimit.

SPT - prova e penetrimit standart

Është metoda më e përhapur nga të gjithë metodat In-Situ për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Seed dhe Idriss (1971) bënë një punë shumë të madhe duke zhvilluar një model të thjeshtuar empirik, duke përdorur të dhënat laboratorike dhe të dhënat e vëzhguara të

dukurisë së lëngëzimit pas rënies së tërmetit, që përfaqëson një gjendje ekuilibri, që ndan rastet e lëngëzimit nga rastet e mosndodhjes së lëngëzimit, duke u bazuar tek të dhënat e SPT. Seed et al. (1983) e zhvilloi më tej punën e tij, duke zhvilluar një model ku përdorte CSR (τ_{max} / σ_v) në vend të akserelacionit maksimal (a_{max}), që maste veprimin e tërmetit, një vlerë të modifikuar të vlerës së N-të të SPT (N_1), të dendësisë relative (D_r) si parametra të dheut për t'i rezistuar lëngëzimit. Përdorimi i SPT është bërë nga kërkues të ndryshëm, që kanë përdorur çekiç me pesha të ndryshme, eficienta të ndryshme, diametra të ndryshëm boreholes, teknika të ndryshme të marrjes së kampioneve (sample). Të gjitha këto bëjnë që të kemi një variacion të vlerave të matura të SPT, duke u varur nga procedura që do të realizohet për kryerjen e provs dhe lloji i pajisjes, që do të përdoret.

Seed et al. (1985) shprehu vlerën e N-të të SPT në termat e $(N_1)_{60}$ ku energjia e litarit të çekiçit konsiderohet në masën prej 60% për rënie të lirë, dhe u bë korrigjimi për efekt të presionit të mbikonsolidimit. Kurbat e lëngëzimit për rërat me përmbajtje të ndryshme fraksionesh të imta, të cilat janë konsideruar të jenë më të përshtatshme se kurbat, ku shpreheshin në funksion të granulometrisë. Koeficienti i sforcimeve ciklike, CSR, i propozuar nga Seed dhe Idriss (1971), dhe modifikimet e bëra nga Seed et al. (1983; 1985), Youd et al. (2001), është shprehur si vlera mesatare e sforcimeve prerëse, τ_{av} , të cilat zhvillohen në sipërfaqe horizontale të dheut si rezultat i shumimit të valëve prerëse të normalizuara nga σ'_v , për të futur rritjen e sforcimeve prerëse si rezultat i rritjes së sforcimeve efektive dhe që paraqitet si më poshtë:

$$CSR = \frac{\tau_{av}}{\sigma'_v} = 0.65 \cdot \left(\frac{a_{max}}{g} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{vo}}{\sigma'_v} \right) \cdot r_d \quad (2.13)$$

CSR korrigjohet për një tërmet me magnitudë 7.5, duke përdorur faktorin e korrigjimit të magnitudës, të propozuar nga Seed et al. (1985). Seed et al. (1985) propozoi një vlerë të N_{60} siç jepet më poshtë:

$$N_{60} = N_m \cdot (ER / 60\%) \quad (2.14)$$

Ku:

ER = përqindja e energjisë teorike të rënies së lirë; dhe N_m = vlera e matur e SPT, që i korrespondon kësaj ER . Vlera e N_{60} korrigjohet për një vlerë të presionit vertikal efektiv prej 100 KPa. Kështu që sforcimet totale dhe vlera e korrigjuar e SPT $(N_1)_{60}$, merret nga relacioni i mëposhtëm:

$$(N_1)_{60} = C_N \cdot N_{60} \quad (2.15)$$

Ku:

C_N = faktori korrigjues i presionit dhe llogaritet si më poshtë:

$$C_N = \frac{2.2}{\left(1.2 + \frac{\sigma'_v}{P_a} \right)} \quad (2.16)$$

Ku:

$P_a = 1$ Atmosphere, në të njëjtat njësi me ato të përdorura për sforcimet efektive vertikale. Në

Figurën 2. 4 është paraqitur një grafik i llogaritjes së CSR, që i korrespondon një (N_{60}) nga një matje fushore, ku lëngëzimi është vëzhguar ose jo nga tërmetet e mëparshme me një amplitudë të afërt me 7. 5. Të dhënat se ku ndodhte lëngëzimi dhe ku jo ishin të ndara nga kurbat e koeficientit të rezistencës ciklike (CRR). Kurbat u ndërtuan për dherat granulare me përmbajtje fraksionesh të imta përkatësisht: < se 5%, 15%, dhe 35%. Figurën 2. 4 është e aplikueshme vetëm për tërmetet me magnitudë 7. 5.

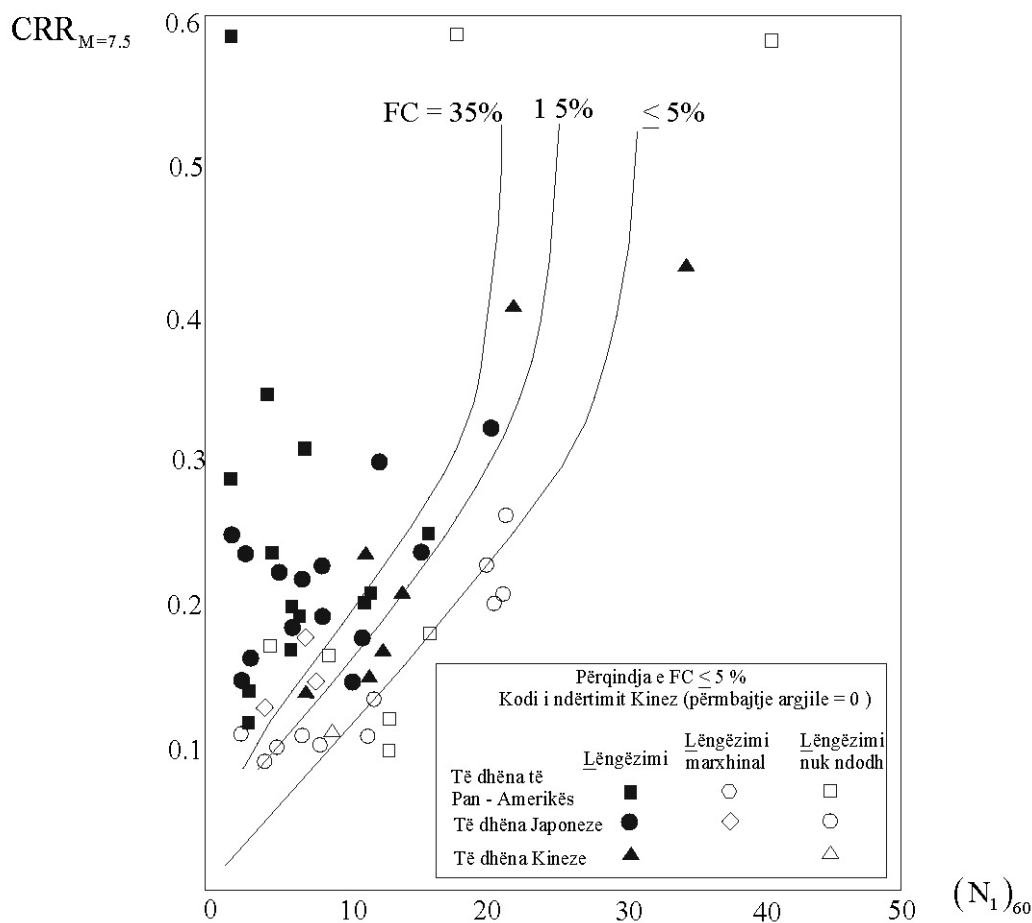


Fig. 2.4 Kurbat kufi të bazuara tek të dhënat e SPT për ndodhjen e lëngëzimit për $M=7.5$ mbi të dhënat historike (të modifikuara nga Youd et al 2001)

Juang et al. (2000) propozoi një lidhje neutrale artificiale (Artificial Neural Network, ANN) - një model bazë për CRR, duke u bazuar tek të dhënat e SPT dhe përdori funksionet Beisian për të lidhur faktorin e sigurisë ndaj lëngëzimit FS me probabilitetin e ndodhjes së lëngëzimit, PL. Youd et al. (2001) publikoi një raport përmbledhës të të dhënave të NCEER në vitet 1996 dhe 1998, në të cilin paraqiteshin përmirësimet e bëra të “procedurës së thjeshtuar” të propozuar nga Seed dhe Idriss (1971); Seed et al. 1983; dhe Seed et al (1985) për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, janë me rekomandime për përdorimin e metodës bazuar në të dhënat e SPT, dhe vazhdon akoma të jetë si një nga metodat më të përdorura për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Cetin (2000) dhe Cetin et al. (2004) propozoi një korrelim të ri për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit në dhera. Këto korrelime janë të bazuara në një numër të madh të dhënash të marra nga SPT pas

ekzaminimit të të dhënave historike në terren mbi cilësinë / pasigurisë bazë, duke futur njohuri të përmirësuar dhe duke kuptuar faktorët, që ndikonin në vlerat e SPT, duke përdorur një mënyrë të përmirësuar faktorët, që ndikonin në dukurinë e lëngëzimit për shkak të lëkundjeve sizmike, duke zbatuar metoda të reja për vlerësimin e CSR, duke përdorur metoda probabilitare dhe funksionet Beisian. Këto korrelime të reja zvogëluar parametrin e pasigurisë të shoqëruar dhe me vlerësimin e potencialit të lëngëzimit duke u bazuar tek modelet aktuale, duke zgjidhur kështu probleme të ndryshme si korrelimet në lidhje me magnitudën, përmbajtjen e fraksioneve të imta dhe korrelimet e sforcimeve totale në vlerësimin e CSR. Idriss dhe Boulanger (2004) dhe Idriss dhe Boulanger (2006) riekzaminuan procedurat gjysm-empirike për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit për dherat kohezive të ngopura me ujë gjatë tërmeteve dhe rekomanduan korrelimet e rishikuara për vlerësimet praktike të potencialit të lëngëzimit. Në këtë artikull autorët flasin për faktorët që ndikojnë në vlerat e CSR siç është faktori i shkallës së magnitudës, faktori korrigjues i sforcimeve, faktori i korrigjimit për penetrimin e pajisjes që merr të dhënat në terren dhe paraqitën relacionet, që jepnin ndryshimet për këta faktorë.

CPT- Prova e penetrimit të konit.

Megjithëse prova e SPT mbetet si një ndër më të përhapurat në vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, ajo ka disa të meta. Së pari; nga natyra variabël e SPT (Robertson dhe Campanella, 1985), në ditët e sotme përdorimi i CPT është më i pranueshëm, sepse është i aftë të na japë një profil të vazhdueshëm dheu (me penetrime të konit çdo 1cm). Parimi i punës është që një kon në fund të një pajisje ngulet në mënyrë të vazhdueshme dhe matet rezistenca e penetrimit të konit. Forca totale, që vepron në kon Q_c e që shpërndahe në sipërfaqen e konit A_c (10 cm²), jep rezistencën e konit q_c . Forca totale F_s që vepron në sipërfaqen anësore (150 cm²) jep fërkimin anësor f_s . Është normale të shprehesh f_s në

terma të koeficientit të fërkimit $R_f = \left(\frac{f_{sc}}{q_c} \right) \cdot 100\%$. Në rastin e Piezometrit kemi dhe

matësin e presionit të ujit. Avantazhi kryesor i CPT-së është se jep një profil të vazhduar të dheut, presionin në ujin e poreve, parametra dinamike të dheut. Ndër disavantazhet: nuk jep një kampion të dheut, nuk e përdor dot në toka zhavorrore, kërkon pajisje të specializuara.

I pari që publikoi vlerësimin e potencialit të lëngëzimit me të dhënat historike të marra nga CPT-ja ishte Zhou (1980) për tërmetin e Tangshan. Ai paraqiti vlerat kritike të rezistencës së konit, duke ndarë gjendjen e lëngëzimit nga ajo e moslëngëzimit për një thellësi 15m. Seed dhe Idriss (1981) propozuan përdorimin e korrelimeve ndërmjet SPT dhe CPT. Robertson dhe Campanella (1985) zhvilluan një model për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, që është një konvertim nga metoda e SPT, duke përdorur korrelimet me CPT dhe duke ndjekur metodën e sforcimeve të propozuar nga Seed dhe Idriss (1971). Këto metoda janë rishikuar dhe zhvilluar nga autorë të ndryshëm si (Seed dhe De-Alba 1986;, Robertson and Wride 1998 etj). Shumica e metodave, që bazohen në të dhënat e CPT japin një paraqitje në trajtën e një grafiku, që shërben si kufi ndërmjet gjendjes së lëngëzimit dhe jolëngëzimit, që paraqitet në trajtën e grafikut të koeficientit të rezistencës ciklike (CRR) kundrejt rezistencës së matjes së korrigjuar të konit Q_c . Këto metoda kërkojnë informacion në lidhje me përqindjet e fraksioneve të imta (FC), përmasave të grimcave (D_{50}) të cilat nuk mund të përftohen vetëm nga prova e CPT. Për të përcaktuar vlerat e D_{50} dhe FC nevojitet që të kryhen prova e marrjes së kampioneve të dheut nga sondat e thjeshta.

Ishihara (1993) sugjeroi që për vlerësimin e rezistencës së dheut ndaj lëngëzimit e realizuar me CPT për rërat lymore (>5% grimca të imta) efekti i grimcave të imta mund të vlerësohet duke korigjuar vlerën e rezistencës së majës së konit për përmbajtje grimcash të imta, duke përfituar një vlerë ekuivalente të rërave të pastra të rezistencës së konit. Robertson dhe Wride (1998) propozuan përdorimin e indeksit të sjelljes së dheut (I_c), që është rekomanduar të përdoret nga Qendra Ndërkombëtare e Kërkimeve të Inxhinierëve Sizmik (NCEER) dhe gjithashtu është paraqitur dhe nga Youd et al. (2001). Metodatat e propozuara nga Juang në 1999, Robertson dhe Wride në 1998, dhe Olsen janë metoda shumë të mira për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Juang et. al (2003) zhvilloi një ANN, metodë e thjeshtuar duke përdorur I_c për vlerësimin e CRR, duke përdorur të dhënat e CPT pas ndodhjes së lëngëzimit gjithashtu përdori metodën Bayesian për të lidhur FS me PL. Moss (2003) dhe në Moss et. al (2006) propozoi një metodë probabilistike për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit bazuar në analizën e besueshmërisë dhe funksionet Bayesian. Juang et al. (2006) përdori për herë të parë metodën e rendit të parë (FORM) në vlerësimin e potencialit të lëngëzimit bazuar në analizën e besueshmërisë.

3. VLERËSIMI I POTENCIALIT TË LËNGËZIMIT ME METODËN DETERMINISTIKE BAZUAR NË TË DHËNAT IN-SITU

Në metodat e ashtuquajtura “metoda e thjeshtuar”, vlerësimi i potencialit të lëngëzimit të një dheu përcaktohet sipas hapave të mëposhtëm:

- (i) Vlerësimi i koeficientit të sforcimeve ciklike CSR;
- (ii) Vlerësimi i koeficientit të rezistencës ciklike CRR;
- (iii) Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit, që jepet në trajtën e faktorit të sigurisë FS.

3.1 VLERËSIMI I KOEFICIENTIT TË SFORCIMEVE CIKLIKE, CSR (Cyclic Stress Ratio)

Siç është përmendur më lart, një nga metodat më të zakonshme që përdoren për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit është *procedura e thjeshtuar* që është zhvilluar fillimisht nga Seed dhe Idriss (1971). Kjo metodë është zhvilluar më tej në bazë të studimeve dhe rasteve të reja të ndodhjes së lëngëzimit nga autorë të ndryshëm si; Seed et al., 1985; Youd dhe Idriss, 1997; Youd et al, 2001. Një rishikim shumë i rëndësishëm në metodën aktuale të vlerësimit të potencialit të lëngëzimit nëpërmjet të ashtuquajturës *metoda e thjeshtuar* është dhënë në 1996 nga NCEER; Youd et al., 2001, i cili i referohet të njëjtit raport të propozuar nga NCEER.

Versioni aktual i “*procedurës së thjeshtuar*” llogarit vlerën e faktorit të sigurisë (FS) kundrejt lëngëzimit si raport ndërmjet CRR dhe $CSR_{M=7.5}$.

Seed dhe Idriss (1971) duke u bazuar në një seri provash në prerje mbi kampione në laborator, vunë re se vlera mesatare e sforcimeve prerëse e matur i korrespondonte një vlere prej 65% e vlerës maksimale të rezistencës ciklike ($\tau_{cyc} = 0.65 \cdot \tau_{max}$), Figura 3.1 duke arritur kështu në përfundimin e mëposhtëm:

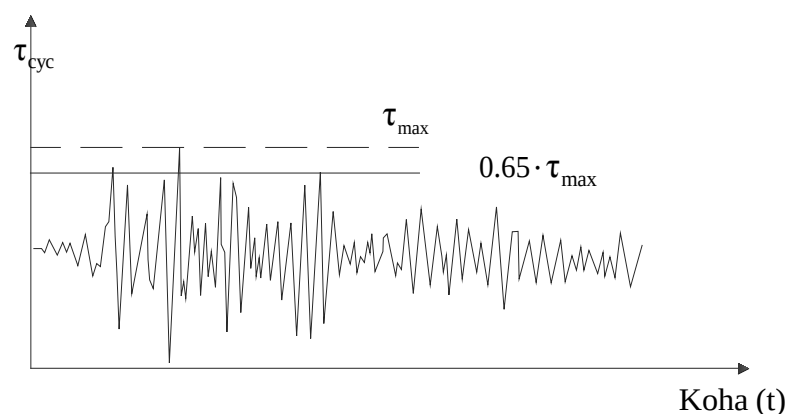


Figura 3.1: Paraqitja e një regjistrimi sizmik të sforcimeve prerëse gjatë lëkundjeve sizmike.

$$CSR = 0.65 \cdot \frac{\tau_{max}}{\sigma} \quad (3.1)$$

Këta autorë morën në shqyrtim një element dhe si në Figurën 3.2. Ata supozuan që pjesa e sipërme e dheut mbi elementin, që po shqyrtonin të sillej si një trup rigjid, atëherë në bazë të ligjit të dytë të Njutonit forca horizontale F e induktuar nga lëkundja sizmike mbi kolonën hipotetike me gjerësi dhe lartësi njësi është:

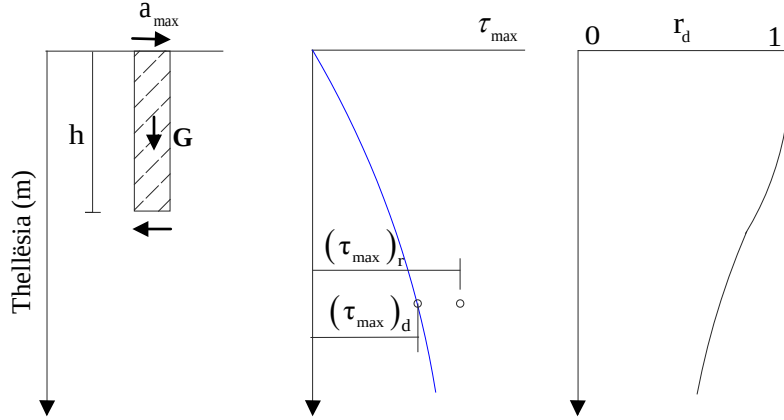


Figura 3.2: Paraqitja skematike për vlerësimin e sforcimeve prerëse maksimale, τ_{max} dhe koeficientit të reduktimit të rigjeditetit r_d (Seed & Idriss 1971).

$$F = m \cdot a = \frac{\gamma \cdot z}{g} \cdot a_{max} = \frac{a_{max}}{g} \cdot \sigma_v \quad (3.2)$$

Ku:

m = masa totale e kolonës hipotetike të dheut; γ = pesha volumore e dheut; z = thellësia ku po shqyrtojmë dheun; $a = a_{max}$ = akserelacioni maksimal i dheut; $\sigma_v = \gamma \cdot h$ = sforcimi vertikal total në fund të kolonës së dheut në shqyrtim; g = shpejtimi i gravitetit.

Duke u bazuar tek hipoteza e kolonës hipotetike për gjerësinë dhe gjatësinë të marrë në studim, vlera e forcës maksimale horizontale F është e barabartë me vlerën maksimale të sforcimit prerës.

Koeficienti i reduktimit të rigjeditetit (r_d):

Nëse kolona e dheut të mësipërm në një thellësi z të sillej si një trup rigjid (Figura 3.2), atëherë sforcimet prerëse maksimale në fund të kolonës mund të llogariten si produkti i masës së tij dhe nxitimit maksimal horizontal:

$$(\tau_{max})_r = \frac{a_{max}}{g} \cdot \sigma_v \quad (3.3)$$

Megjithatë në realitet dheu nuk sillet si një trup solid (rigjid) por i deformueshëm, vlera e sforcimeve prerëse maksimale ndryshon nga vlera e një trupi rigjid me të njëjtën vlerë maksimale të nxitimit. Vlera maksimale e sforcimeve prerëse për një trup të deformueshëm mund të përcaktohet nga një analizë dinamike e dheut, dhe rezultatet në krahasim me trupin rigjid mund të shkruhen:

$$(\tau_{max})_d = r_d \cdot (\tau_{max})_r \quad (3.4)$$

Ku :

r_d = koeficient reduktues i rigjeditetit. Varësia e $(\tau_{\max})_d$ dhe $(\tau_{\max})_r$ në lidhje me thellësinë kanë përgjithësisht formën e treguar në Figurën 3.2, kështu që vlera e r_d do të ulet nga një vlerë 1(një) në sipërfaqen e dheut drejt vlerave më të vogla me rritjen e thellësisë.

Autorë të ndryshëm japin vlera të ndryshme për llogaritjen e r_d . Në Tabelën 3. 1 jepen dy nga metodat më të përdorura për llogaritjen e r_d

Tabela 3.1: Llogaritja e r_d sipas NCEER dhe Idris & Boulanger (2004)

Metoda	
NCEER	Idriss dhe Boulanger (2004)
$r_d = 1.0 - 0.00765 \cdot z$ per $z \leq 9.15m$ $r_d = 1.174 - 0.0267 \cdot z$ per $9.15m < z \leq 9.23m$ $r_d = 0.774 - 0.008 \cdot z$ per $23m < z \leq 30m$ $r_d = 0.774 - 0.008 \cdot z$ per $z > 30m$ Në trajtë të përgjithshme shkruhet : $r_d = \frac{\left(1 - 0.4113 \cdot z^{0.5} + 0.04052 \cdot z^{1.5} + 0.00121 \cdot z^2\right)}{\left(1 - 0.4117 \cdot z^{0.5} + 0.05729 \cdot z^{1.5} + 0.00121 \cdot z^2\right)}$ z - thellësia në metra (m)	$r_d = \exp(\alpha + \beta \cdot M_w)$ $\alpha = -1.012 - 1.12 \cdot \sin\left(\frac{z}{11.28} + 5.133\right)$ $\beta = 0.106 + 0.118 \cdot \sin\left(\frac{z}{11.28} + 5.142\right)$ thëllësia max e vlefshme është 20m

Në trajtë grafike si ndryshon varësia e r_d në lidhje me thellësinë z dhe në funksion të magnitudës jepet si më poshtë:

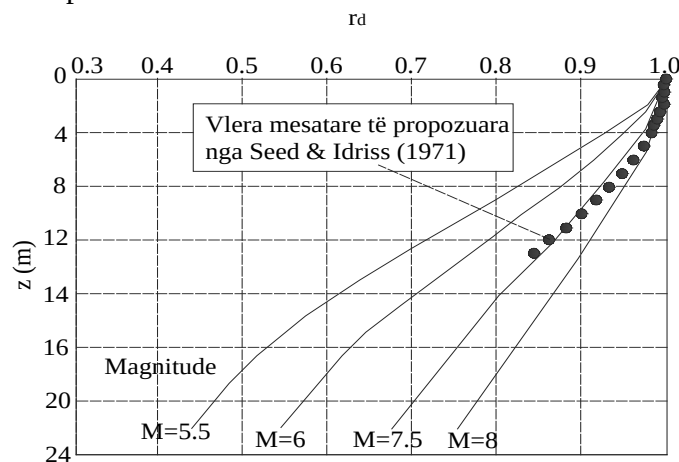


Figura 3.3: Varësia e koeficientit të reduktimit të rigjeditetit (r_d) në lidhje me thellësinë (z) dhe magnitudë (M) (Idriss 1999)

Kështu vlera e CSR shkruhet si më poshtë:

$$CSR = \frac{\tau_{av}}{\sigma'_{vo}} = 0.65 \cdot \left(\frac{a_{max}}{g} \right) \cdot \left(\frac{\sigma'_{vo}}{\sigma'_{vo}} \right) \cdot r_d \quad (3.5)$$

Faktori i shkallës së magnitudës (MSF)

MSF përdoret për të përshtatur vlerën e CSR dhe/ose CRR për një vlerë të çfarëdoshme të M (që konvencionalisht është marrë 7.5), sepse vlera e CRR varet nga numri i cikleve të ngarkimit, që lidhen me vlerën e M (Seed et al. 1975b). Ekuacioni bazë, që shpreh vlerën e MSF është si më poshtë:

$$MSF = \frac{CRR}{CRR_{M_w=7.5}} \quad (3.6)$$

Për përcaktimin e vlerës së MSF autorë të ndryshëm japin vlera të ndryshme në Tabelën 3.2 jepen disa nga formulat për llogaritjen e MSF sipas autorëve të ndryshëm:

Tabela 3.2: Vlera të MSF sipas autorëve të ndryshëm:

Metoda	Vlera
NCEER	$MSF = (7.5/M_w)^{2.95}$ per $M_w \leq 7.5$ $MSF = (7.5/M_w)^{2.56}$ per $M_w \geq 7.5$
Idriss dhe Boulanger (2004)	$MSF = \min[6.9 \exp(-M_w/4) - 0.058 ; 1.8]$
Idriss, 1990	$MSF = 10^{2.24} / M_w^{2.56}$
Idriss, 1995	$MSF = 10^{0.99} / M_w^{1.13}$
Youd et al., 2001	$MSF = 10^{2.84} / M_w^{3.24}$
Andrus dhe Stokoe, 1997	$MSF = (M_w/7.5)^{-2.56}$

Faktori korrigjues i sforcimeve efektive K_σ :

Për të marrë parasysh shkallën e ngjeshmërisë së dheut përdoret faktori korrigjues i sforcimeve efektive K_σ . Përkufizimi i K_σ është si më poshtë:

$$K_\sigma = \frac{CRR_{\sigma_{vc}}}{CRR_{\sigma_{vc}=1}} \quad (3.7)$$

Ku:

$CRR_{\sigma_{v0}}$ = vlera e CRR për një dhe për një vlerë specifike të σ'_{v0} , dhe $CRR_{\sigma_{v0}=1}$ është vlera e CRR e të njëjtit dhe ku $\sigma'_{v0} = 1 \text{ atm}$

Vlera e rekomanduar e këtij faktori është si më poshtë:

$$K_{\sigma} = 1 - C_{\sigma} \cdot \ln \left(\frac{\sigma'_{v0}}{P_a} \right) \leq 1.0 \quad (3.8)$$

Ku C_{σ} mund të shprehet në funksion të dendësisë relative D_r ose të $(N_1)_{60}$ ose të q_{c1N} në funksion të provës që zhvillohet, të propozuara këto nga Idriss & Boulanger (2004).

$$C_{\sigma} = \frac{1}{18.9 - 17.3 \cdot D_r} \leq 0.3 \quad (3.8a)$$

$$C_{\sigma} = \frac{1}{18.9 - 2.55 \cdot \sqrt{(N_1)_{60,cs}}} \leq 0.3 \quad (3.8b)$$

$$C_{\sigma} = \frac{1}{37.3 - 8.27 \cdot (q_{c1N,cs})^{0.264}} \leq 0.3 \quad \sqrt{\quad} \quad (3.8c)$$

Faktori korrigjues për sipërfaqet e pjerrëta K_{α} .

Për të marrë parasysh pjerrësinë e dheut merret K_{α} që është faktori korrigjues për sipërfaqet e pjerrëta. Seed (1983) këtë faktor e shprehu sipas ekuacionit të mëposhtëm:

$$K_{\alpha} = \frac{CRR_{\alpha}}{CRR_{\alpha=0}} \quad (3.9)$$

Ku:

CRR_{α} = është vlera e CRR për një dhe që ka një pjerrësi, dhe $CRR_{\alpha=0}$ = është vlera e CRR e të njëjtit dhe që është në sipërfaqe plan

Treguesi α jepet si raport ndërmjet sforcimeve prerëse dhe atyre vertikale për të njëjtën pikë.

$$\alpha = \frac{\tau_s}{\sigma'_v} \quad (3.10)$$

Për përcaktimin e saj është i nevojshëm të verifikohet stabiliteti i pjerrësisë me metodat tradicionale të ekuilibrit kufitar dhe në veçanti me metodën Spencer, duke përcaktuar kështu faktorin e rezistencës si më poshtë:

$$\eta = \frac{1}{FS} \quad (3.11)$$

Ku:

FS- faktori i sigurtisë i përcaktuar nga analiza e qëndrueshmërisë së pjerrësisë;

$\tau_s = \eta \cdot S_u$ = për dhera kohezi $\tau_s = \sigma'_v \cdot \tan(\varphi_s)$ = për dhera të shkrifët, $\varphi_s = \tan^{-1}(\eta \cdot \tan(\varphi))$

Ku:

φ = këndi i fërkimit të brendshëm; S_u = rezistenca në prerje e dherave, në kushtet pa drenim.

Sipas Idriss dhe Boulanger (2002) K_α përcaktohet si më poshtë në bazë të dhënave, që përdoren SPT ose CPT:

$$K_\alpha = a + b \cdot \exp\left(\frac{-\xi_R}{c}\right) \quad (3.12)$$

Parametrat a, b janë në funksion të α , që llogariten si më poshtë:

$$\begin{aligned} a &= 1267 + 636\alpha^2 - 634\exp(\alpha) - 632\exp(-\alpha) \\ b &= \exp[-1.11 + 12.3\alpha^2 + 1.31\ln(\alpha + 0.0001)] \\ c &= 0.138 + 0.126\alpha + 2.52\alpha^2 \end{aligned} \quad (3.12a)$$

ξ_R = jep indeksin e parametrit të gjendjes relative të përcaktuar sipas Boulanger (2002), që, në funksion të provës së kryer SPT ose CPT, llogaritet si më poshtë:

$$\xi_R = \frac{1}{Q - \ln\left(\frac{100 \cdot (1 + 2 \cdot K_0) \cdot \sigma'_v}{3 \cdot P_a}\right)} - \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{46}} \quad (3.10b)$$

$$\xi_R = \left[\frac{1}{Q - \ln\left(\frac{100 \cdot (1 + 2 \cdot K_0) \cdot \sigma'_v}{3 \cdot P_a}\right)} \right] - 0.478(q_{c1N})^{0.264} - 1.063 \quad (3.12c)$$

Përfundimisht CSR llogaritet me formulën e mëposhtme:

$$CSR_{M_w} = \frac{\tau_{av}}{\sigma_{vo}} = 0.65 \cdot \left(\frac{a_{max}}{g}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{vo}}{\sigma'_{vo}}\right) \cdot r_d \cdot \frac{1}{MSF} \cdot \frac{1}{K_\sigma} \cdot \frac{1}{K_\alpha} \quad (3.13)$$

3.2 VLERËSIMI I CRR BAZUAR NË TË DHËNAT IN-SITU

Janë zhvilluar një numër i madh provash In-Situ për të vlerësuar potencialin e lëngëzimit të një toke ranore të ngopur me ujë. Ndër këto prova, siç e kemi përmendur më sipër, provat më të përhapura për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit janë SPT, CPT, DMT, prova që mat shpejtësinë e valëve V_s , BPT etj. Në këtë material do të paraqiten metoda të propozuara nga autorë të ndryshëm duke u bazuar tek prova e SPT dhe CPT.

Prova e Penetrimit Standart (SPT)

SPT mat vlerën e goditjeve (N) të një çekiçi me peshë 63.5 kg, që bie me rënie të lirë nga një lartësi 76 mm. Këto goditje nevojiten që të ngulin një shtagë (sampler) në thellësi prej 150 mm pas çdo goditjeje, në një vrimë të hapur fillimisht në thellësi prej 450 mm. Saktësia e provës varet nga përvoja e sipërmarrësit, prandaj kjo provë do vëmendje veçanërisht në pikat e mëposhtme:

- ↪ Diametri i vrimës të hapur paraprakisht duhet të jetë 62.5 mm – 150 mm, mundësisht një diametër 101 mm;
- ↪ Thellësia e vrimës paraprake, ose veshja e zonës ku do të kryhet prova, të mos e kalojë thellësinë e zhytjes së shtagës;
- ↪ Duhet të përdoret ujë ose baltë, për të minimizuar zvogëlimin e sforcimeve efektive në dheun ku po kryhet prova; uji ose balta duhet të arrijnë ose të mbeten deri në thellësinë e pranisë së ujërave nëntokësore;
- ↪ Vlera e N -të e SPT duhet të merret për një thellësi 150 – 450 mm. 150 mm e para nuk merren parasysh, sepse dheu konsiderohet i tjetërsuar nga faktorët atmosferikë.
- ↪ Vlera e N -të e SPT duhet të korrigjohet për një vlerë prej 60% të energjisë max. të rënies së çekiçit.
- ↪ Të bëhet pastrimi i vrimës së hapur dhe vendit përreth;
- ↪ Lartësia e rënies së çekiçit shpesh herë është e pakontrolluar;
- ↪ Goditja me çekiç mund të bëhet me jashtëqendërsi;
- ↪ Numërimi i goditjeve mund të bëhet në mënyrë jo të saktë.

Nga të gjitha këto probleme që mund të lindin, vlera e N -të e SPT korrigjohet nga vlera fushore e matur në vend, sipas formulës së mëposhtme:

$$N_{60} = N \cdot C_R \cdot C_S \cdot C_B \cdot C_E \quad (3.14)$$

C_R, C_S, C_B, C_E = faktorë korrigjues përkatësisht për gjatësinë e litarit të çekiçit rënës, i shtagës shpuese (sampler), i diametrit të vrimës që hapet paraprakisht, dhe energjinë rënëse të çekiçit, vlerat tipike të të cilëve jepen në Tabelën 3.3.

Tabela 3.3: Faktorët që korrigjojnë vlerën e N -të të matjes fushore
(modifikuar nga Youd & Idriss 1997)

Efekti	Variabli	Termi	Vlera
Energjia e rënies së çekiçit	Safety Hammer	C_E	0.5-1.0
	Daunt Hammer		0.7-1
	Automatic Hammer		0.8-1.3
Diametri i vrimës së hapur (mm)	65-115	C_B	1.00
	150		1.05
	200		1.15
Mënyra e shpimit	Shtagë Standarte	C_S	1.0
	Shtagë pa litar		$1 + N_m / 100$ ($1.1 < C_S < 1.3$)

Gjatësia e litarit rënës	<3	C_R	0.75
	3-4		0.80
	4-6		0.85
	6-10		0.95
	>10		1.00
Mosha e dheut	Mosha e dheut (t) që në kohën e depozitimit	C_A	$1.2 + 0.05 \cdot \log\left(\frac{t}{100}\right)$
Mbikonsolidimi		C_{OCR}	$OCR^{0.2}$

Vlera e N – të e përfituar nga këto korrigjime normalizohet nëpërmjet faktorit të sforcimit efektiv C_N , në mënyrë që të mund të krahasohen provat e kryera në thellësi të ndryshme.

$$(N_1)_{60} = C_N \cdot N_{60} \quad (3.15)$$

C_N = kthen vlerën e N_{60} në vlerën që do të kishte po ky *dhé*, nëse sforcimi efektiv në thellësinë ku është matur N_{60} të ishte i barabartë me presionin atmosferik P_a (1 atm. ≈ 1 Kg/cm², ≈ 100 KPa), nëse të gjithë parametrat e tjerë mbeten konstantë.

Vlera e C_N ndryshon në funksion të metodës që përdoret për të përcaktuar potencialin e lëngëzimit:

Prova e konit standart (CPT)

Dhe CPT mund të përdoret për të përcaktuar potencialin e lëngëzimit dhe është një nga provat më të përshtatshme, sepse bën matjen e presionit të ujit të poreve, me rritjen e të cilit është i lidhur drejtëpërdrejt fillimi i lëngëzimit të një dheu.

Epërsitë:

1. Jep një profil të vazhduar të dheut gjatë sondimit dhe bën të mundur ndërtimin e një profili gjeologjik të dheut;
2. Jep më shumë informacion dhe më të sigurtë;
3. Jep presionin në ujin e poreve, parametra dinamikë të dheut.

Defektet:

1. Nuk jep një kampion të dheut për ta analizuar në laborator;
2. Jep një vlerë të interpretuar të indeksit të sjelljes së dherave I_c dhe jo një vlerë aktuale të I_c siç specifikohet te ASTM D2488 (klasifikim visual);
3. Ky test nuk mund të zhvillohet në të gjithë llojet e dherave, siç janë zhavorret, për shembull, por vetëm në dhera të buta;
4. Kërkon pajisje të specializuara.

Sugjerimet e mëposhtme rekomandohet të ndiqen në çastin e zhvillimit të provës së CPT për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit:

- ☞ Sondimi me CPT duhet të shtrihet deri në thellësi të nevojshme për të vlerësuar potencialin e lëngëzimit. Sugjerime të ndryshme rekomandojnë që thellësia minimale

e penetrimit me CPT, kur vlerësohet potenciali i lëngëzimit, të jetë 15m. Kur një strukturë ka thellësi më të madhe zhytjeje atëherë rekomandohet që thellësia e penetrimit të rritet. Nëse ka një potencial për lëngëzim, atëherë thellësia e penetrimit duhet të rritet dhe më tej në thellësi, derisa të arrihen shtresa ku vlera e rezistencës së matur të q_c të arrijë vlera 16 MPa në dhera granulare, të cilat tregojnë që nuk janë të lëngëzueshme;

- ✎ Të paktën një sondim me CPT duhet të bëhet ngjitur me një sondim tjetër për të kontrolluar nëse vlerat e I_c janë të sakta. Sondimet nuk duhet të bëhen ngjitur me njëra tjetrën, në mënyrë që të ndikojnë tek vlerat e sforcimeve. Ky sondim kontrolli duhet të bëhet në një distancë të paktën sa është thellësia e penetrimit të CPT të mëparshme;
- ✎ Përveç CPT rekomandohet të bëhen sondime me SPT për të marrë kampione për në laborator ose të paktën sonda të thjeshta. Meqenëse korrelimi CPT dhe SPT varet nga përmasat e grimcave, kurba e CPT për rezistencën ndaj lëngëzimit është ndërtuar për vlera të ndryshme të përmasave të grimcave.

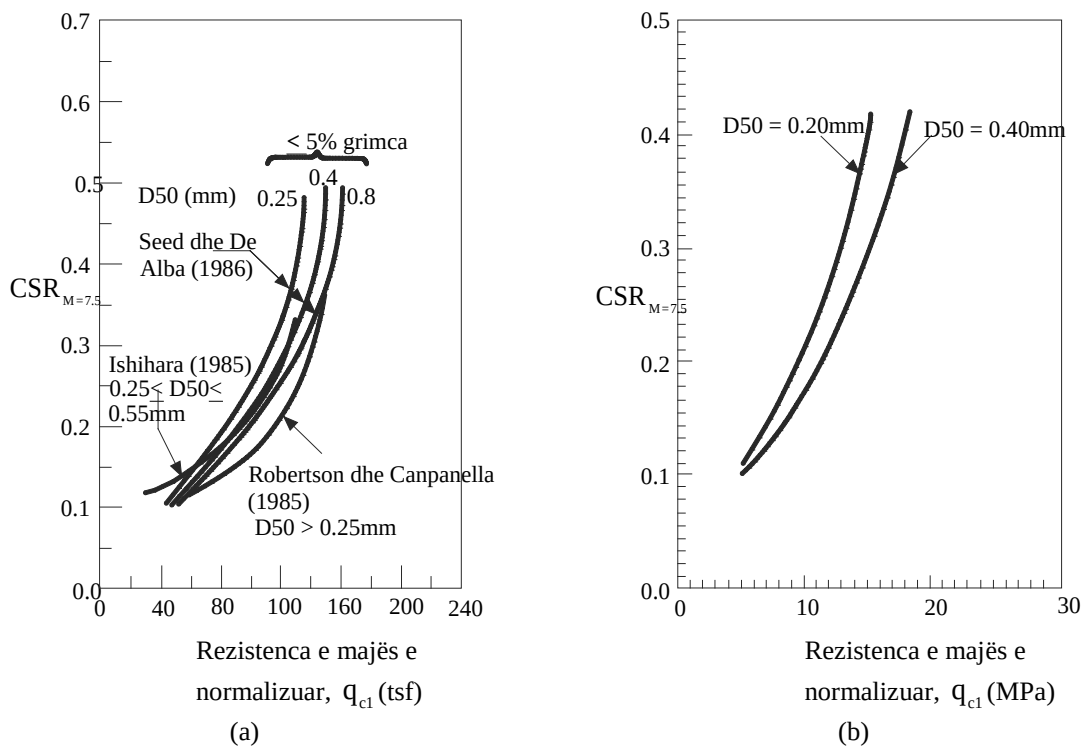


Figura 3.4: Lëngëzimi në bazë të CPT: (a) bazuar në korrelimet me SPT, (b) bazuar në rezultatet teorike/eksperimentale (Mitchell dhe Tseng, 1990)

Figura 3.4 (a) Mitchell dhe Tseng (1990) ndërtuan kurba, duke u bazuar në të dhënat laboratorike dhe vlera të derivuara të CPT Figura 3.4 (b). Lidhja ndërmjet CPT - SPT që bëri të mundur përdorimin e koeficientit të dendësisë D_{50} si parametër të rezistencës (Douglas et. al 1981; Martin, 1992) eliminuan nevojën për të matur përbërjen granulometrike (shpimet dhe marrjet e kampionit për të përcaktuar atë). Në metodën e CPT për të përcaktuar potencialin e lëngëzimit, rezistenca e majës q_c normalizohet nëpërmjet koeficientit C_N .

$$q_{cl} = C_N \cdot q_c \quad (3.16)$$

C_N si në rastin e SPT kthen vlerën e q_c në vlerën që do të kishte po ky dhe nëse sforcimi efektiv në thellësinë ku është matur q_c të ishte i barabartë me presionin atmosferik P_a (1 atm. $\approx 1 \text{ Kg/cm}^2 \approx 100 \text{ KPa}$), nëse të gjithë parametrat e tjerë mbeten konstantë. Vlera e C_N ndryshon në funksion të metodës, që përdoret për të përcaktuar potencialin e lëngëzimit:

3.2.1 Vlerësimi i CRR nga të dhënat e SPT dhe CPT nga autorë të ndryshëm

3.2.1.1 Metoda e propozuar nga Idriss & Boulanger (2004, 2008)

a) Rezistenca ndaj lëngëzimit sipas këtij autori, duke u bazuar tek të dhënat e SPT:

$$CRR = \exp \left[\left(\frac{(N_1)_{60,cs}}{14.1} \right) + \left(\frac{(N_1)_{60,cs}}{126} \right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60,cs}}{23.6} \right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60,cs}}{25.4} \right)^4 - 2.8 \right] \quad (3.17)$$

Kurba kufitare e përcaktuar nga Ekuacioni (3. 17) dhe të gjitha rastet e përdorura nga autorët për këtë model jepet në Figurën 3. 5

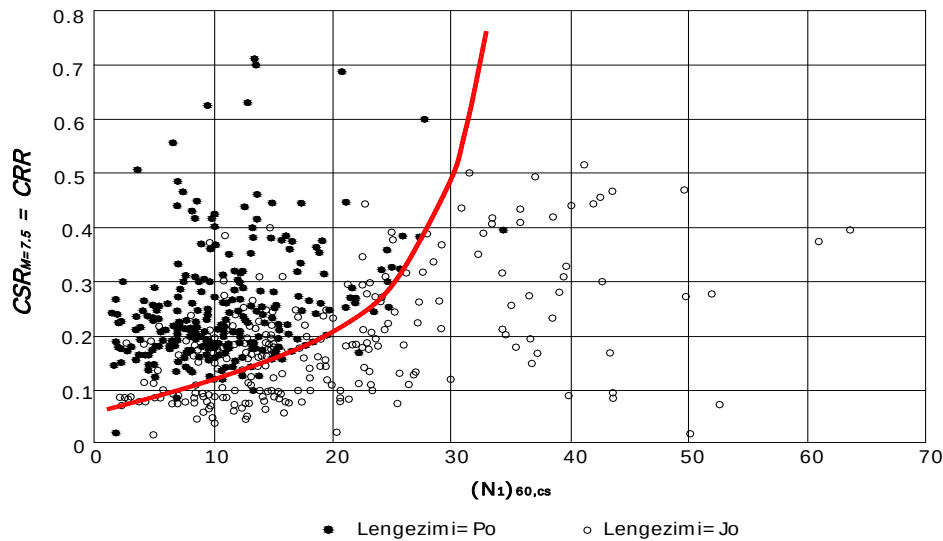


Figura 3.5: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR, sipas metodës Idriss dhe Boulanger, duke u bazuar tek të dhënat e SPT

Ku:

$(N_1)_{60,cs}$ = vlera e korigjuar e $(N_1)_{60}$ që duhet të korigjohet për përmbajtjen e fraksioneve të imta (FC), që nënkupton përqindjen e grimcave, që kalojnë sitën me numër 200 (N. 200; 0. 075mm).

$$(N_1)_{60,cs} = (N_1)_{60} + \Delta(N_1)_{60} \quad (3.17a)$$

$$(N_1)_{60} = C_N \cdot N_{60} \quad (3.17b)$$

$$C_N = \left(\frac{P_a}{\sigma_{v0}} \right)^m \quad (3.17c)$$

Ku:

$$m = 0.784 - 0.0768 \sqrt{(N_1)_{60}}$$

Në formulën e Idriss dhe Boulanger (2004) llogaritja e C_N kërkon një procedurë interactive, meqenëse $(N_1)_{60}$ varet nga C_N , dhe C_N nga $(N_1)_{60}$. Një llogaritje e tillë mund të bëhet nëpërmjet një faqeje Excel, duke përdorur një funksion interaktiv, ku kufiza e C_N varet nga $(N_1)_{60}$.

$$\Delta(N_1)_{60} = \exp \left[1.63 + \frac{9.7}{FC} - \left(\frac{15.7}{FC} \right)^2 \right] \quad (3.17d)$$

b) Rezistenca ndaj lëngëzimit, sipas këtij autori, duke u bazuar tek të dhënat e CPT:

$$CRR_{M=7.5, \sigma'_{v0}=1} = \exp \left[\left(\frac{q_{c1N,cs}}{540} \right) + \left(\frac{q_{c1N,cs}}{67} \right)^2 - \left(\frac{q_{c1N,cs}}{80} \right)^3 + \left(\frac{q_{c1N,cs}}{114} \right)^4 - 3 \right] \quad (3.18)$$

Kurba kufitare e përcaktuar nga Ekuacioni (3.18) dhe të gjitha rastet e përdorura nga autorët për këtë model jepet në Figurën 3.6:

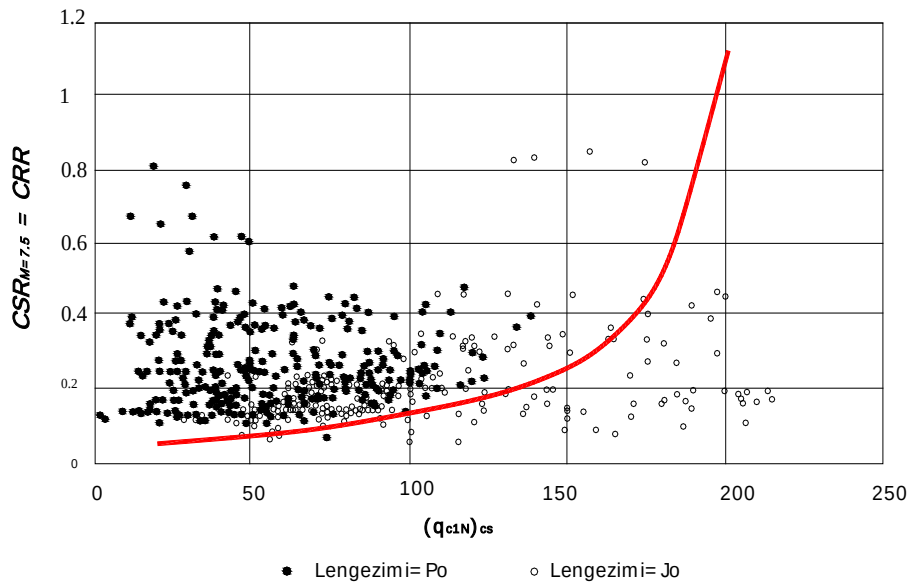


Figura 3.6: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR sipas metodës së Idriss edhe Boulanger.

Ku:

$q_{c1N,cs}$ = vlera e normalizuar e rezistencës së majës së konit për përmbajtje të fraksioneve të imta (FC)

$$q_{c1N,cs} = q_{c1N} + \Delta q_{c1N} \quad (3.18a)$$

$$q_{c1N} = C_N \cdot \frac{q_c}{P_d} \quad (3.18b)$$

$$C_N = \left(\frac{q_c}{\sigma_{v0}} \right)^\alpha \leq 1.7 \quad (3.18c)$$

Ku:

$$\alpha = 1.338 - 0.249(q_{c1N})^{0.264}$$

Dhe në këtë formulë llogaritja e C_N kërkon një procedurë interaktive, meqenëse q_{c1N} varet nga C_N , dhe C_N nga q_{c1N} . Një llogaritje e tillë mund të bëhet nëpërmjet një faqeje Excel, duke përdorur një funksion interaktiv, ku kufiza e C_N varet nga q_{c1N}

$$\Delta q_{c1N} = 5.4 + \left(\frac{q_{c1N}}{16} \right) \cdot \exp \left[1.63 + \frac{9.7}{FC + 0.01} - \left(\frac{15.7}{FC + 0.01} \right)^2 \right] \quad (3.18d)$$

3.2.1.2 Metoda e propozuar nga NCEER (Youd et al. (2001))

Rezistenca ndaj lëngëzimit, sipas këtij autori, duke u bazuar tek të dhënat e SPT, jepet si më poshtë:

$$CRR_{M=7.5, \sigma_{v0}=1} = \frac{1}{34 - (N_1)_{60,sc}} + \frac{(N_1)_{60,cs}}{135} + \frac{50}{(10(N_1)_{60,cs} + 45)^2} + \frac{1}{200} \quad (3.19)$$

Kurba kufitare e përcaktuar nga Ekuacioni (3. 19) dhe të gjitha rastet e përdorura nga autorët për këtë model jepet në Figurën 3. 7:

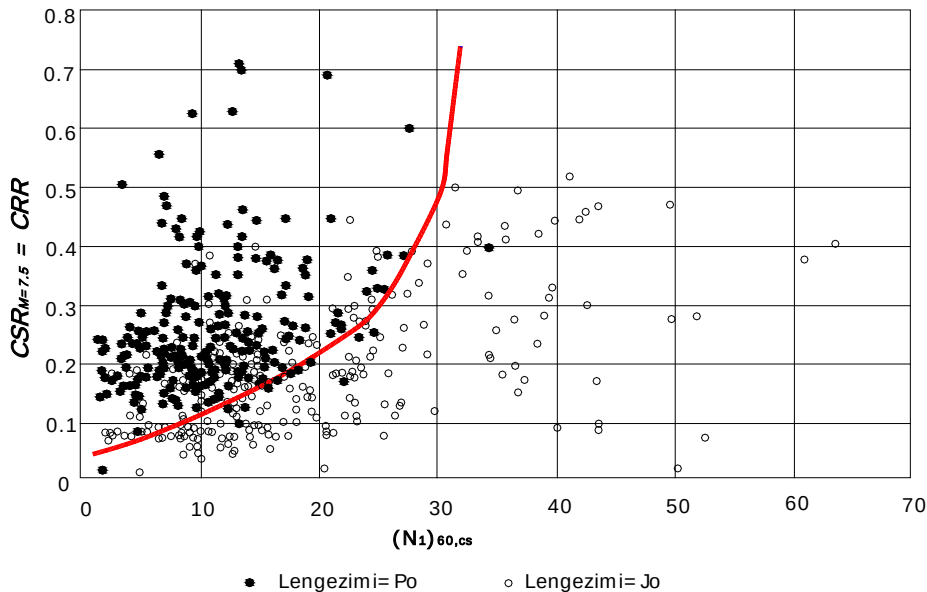


Figura 3.7: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR, sipas metodës së NCEER.

$(N_1)_{60,cs}$ = për këtë metodë llogaritet si më poshtë:

$$(N_1)_{60,cs} = \alpha + \beta \cdot (N_1)_{60} \quad (3.19a)$$

$(N_1)_{60}$ = llogaritet, siç është shpjeguar më parë, sipas kësaj metode.

Koeficientët α dhe β varen nga përmbajtja e fraksioneve të imta (FC) dhe jepen në Tabelën 3.4:

Tabela 3.4 Koeficientët α dhe β në varësi të përmbajtjes së grimcave të imta

Përmbajtja e FC	α	β
$FC < 5\%$	$\alpha = 0$	$\beta = 1.0$
$5\% < FC < 35\%$	$\alpha = \exp\left[1.76 - (190 / FC^2)\right]$	$\beta = 0.99 + FC^{1.5} / 1000$
$FC \geq 5\%$	$\alpha = 0$	$\beta = 1.2$

3.2.1.3 Metoda e propozuar nga Robertson & Wride (1998, 2004, 2010)

Vlerësimi i rezistencës ndaj lëngëzimit, sipas këtyre autorëve, duke u bazuar tek të dhënat e CPT, duhet të bëhet sipas hapave të mëposhtëm:

Nga parametrat e matur nga prova e CPT:

q_c = rezistenca e majës; q_t = rezistenca e korigjuar e konit; f_s = rezistenca e fërkimit anësor, llogaritet rezistenca në majë e normalizuar (Q_m)

$$Q_m = \left(\frac{q_t - \sigma_{v0}}{P_{a2}} \right) \left(\frac{P_a}{\sigma'_{v0}} \right)^n \quad (3.20)$$

Rezistenca në majën e konit, e matur q_c , korigjohet për “efektin e sipërfaqes së pabarabartë” të konit në vlerën (Campanella etj 1982):

$$q_t = q_c + u_2 \cdot (1 - a_r) \quad (3.20a)$$

ku:

a_r = koeficienti i sipërfaqes së konit (vlera tipike 0.7-0.8); u_2 = presioni shtesë në ujin e poreve.

Ky korigjim është i rëndësishëm për argjilat e buta, ku presioni në pore i matur është më i madh se presioni hidrostatik. Për rërat, ku këta presione janë afërsisht të barabarta q_c dhe q_t janë afërsisht të barabarta.

Llogaritet koeficienti i normalizuar i fërkimit anësor (F_r):

$$F_r = \frac{f_s}{(q_t - \sigma_{v0})} * 100\% \quad (3.21)$$

Këto dy parametra të dheut kombinohen së bashku në llogaritjen e I_c që është indeksi i sjelljes së dheut.

Për llogaritjen e I_c Robertson (1990) përdori fillimisht një vlerë të $n = 1.0$

$$I_c = \left[(3.47 - \log Q_{tn})^2 + (1.22 + \log F_R)^2 \right]^{0.5} \quad (3.22)$$

Mbasi llogarisim I_c , llogarisim dhe një herë vlerën e n -së:

$$n = 0.381 \cdot (I_c) + 0.05 \cdot \left(\frac{\sigma_v'}{P_a} \right) - 0.15 \quad (3.23)$$

Rillogarisim edhe një herë vlerën e Q_{tn} , dhe vazhdojmë të bëjmë rillogaritjen e vlerave ndërmjet Q_{tn} dhe I_c deri sa diferenca ndërmjet vlerave të n -ve të njëpasnjëshme jetë më e vogël se 0.01.

Vlera finale e n -së lejon të llogaritet rezistenca e normalizuar e penetrimit të konit:

$$q_{c1N} = \left(\frac{q_c - \sigma_v}{P_a} \right) \cdot (C_N)^n \quad (3.24)$$

$$C_N = \left(\frac{P_a}{\sigma_{v0}'} \right)^n \leq 1.7 \quad (3.24a)$$

$$q_{c1N} = \frac{q_c - \sigma_v}{P_a} \cdot \left(\frac{P_a}{\sigma_v'} \right)^n \quad (3.24b)$$

Vlera e normalizuar e rezistencës së konit korrigjohet për përmbajtjen e fraksioneve të imta ($q_{c1N,cs}$) me formulën e mëposhtme:

$$q_{c1N,cs} = K_c \cdot q_{c1N} \quad (3.25)$$

Ku :

K_c = faktor korrigjues në funksion të karakteristikave të grimcave (kombinimi i përmbajtjes së grimcave të imta dhe plasticitetit) të dheut.

Për të përcaktuar vlerën e K_c Robertson & Wride sugjeroi marrëdhënien e mëposhtme:

$$K_c = 1.0 \quad \text{per} \quad I_c \leq 1.64 \quad (3.26)$$

$$K_c = 5.581 \cdot I_c^3 - 0.403 \cdot I_c^4 - 21.63 \cdot I_c^2 + 33.75 \cdot I_c - 17.88 \quad \text{per} \quad I_c > 1.64 \quad (3.26a)$$

Ku I_c e përdorur është vlera finale e I_c -së e llogaritur më sipër, (në funksion të n-së finale)

Një kujdes i veçantë duhet treguar në rastin e rërave, që kanë vlera të $1.64 < I_c < 2.36$ dhe $FC < 0.5\%$, sepse nuk duhet që të ngatërrohen rërat poroze shumë të pastra me rërat që përmbajnë fraksione të imta. Në këtë zonë, sugjerohet që vlera e $K_C = 1.0$.

I_c mund të llogaritet dhe grafiksht si në Figurën 3. 8 të propozuar nga Robertson & Wride (1988):

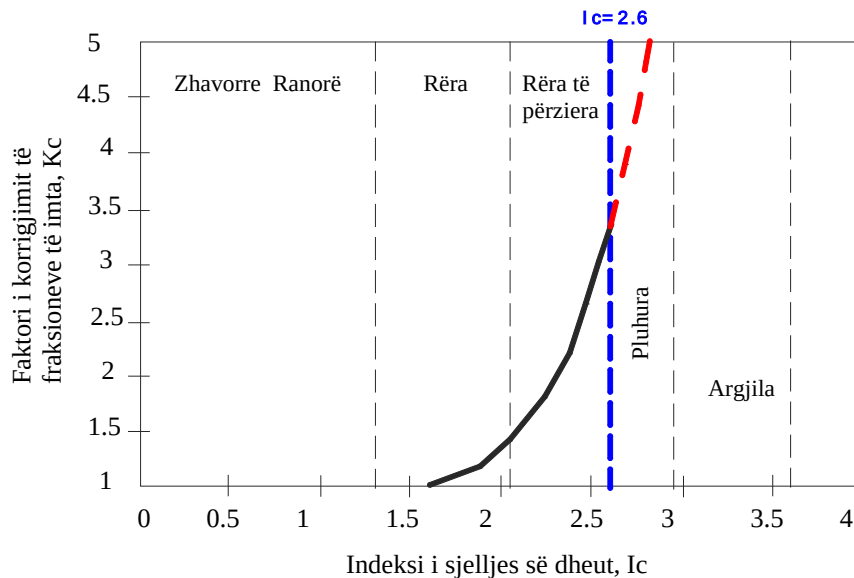


Figura 3.8: Faktori korigjues i karakteristikave granulometrike (Robertson & Wride, 1988).

Mbasi kemi bërë llogaritjet e mësipërme, atëherë mund të përcaktojmë vlerën e CRR me formulat e mëposhtme:

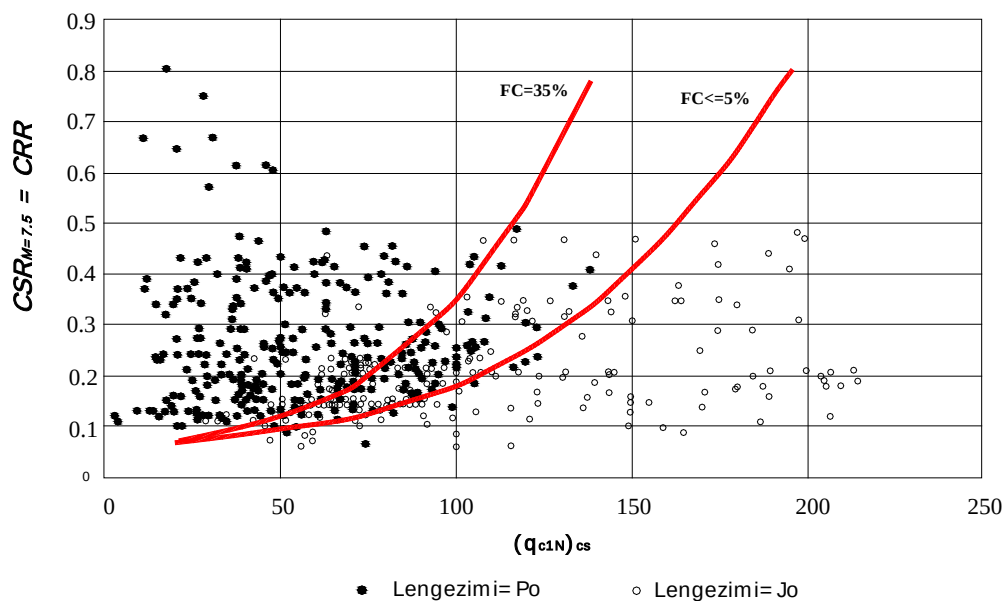


Figura 3.9: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR, sipas metodës së Robertson & Wride

$$CRR_{7.5} = 93 \cdot \left[\frac{(q_{c1N,sc})}{1000} \right] + 0.08 \quad \text{nëse } 50 \leq q_{c1N,sc} \leq 160 \quad (3.27)$$

$$CRR_{7.5} = 0.833 \cdot \left[\left(\frac{q_{c1N,sc}}{1000} \right)^3 \right] + 0.05 \quad \text{nëse } q_{c1N,sc} < 50 \quad (3.27a)$$

Kurbat kufitare, të përcaktuara nga Robertson & Wride, jepen në Figurën 3. 9:

3.2.1.4 Metoda e propozuar nga Juang (2000, 2006, 2010, 2012)

Metoda e Juang 2000

Duke përdorur formulat e metodës NCEER për llogaritjen e r_d , MSF , dhe korrigjimin për përmbajtjen e fraksioneve të imta, dhe duke aplikuar një funksion të gjendjes limite bazuar tek inteligjenca artificiale, Juang et al. (2000) formuloi formulën për llogaritjen e CRR në bazë të të dhënave të SPT si më poshtë:

$$CRR_{7.5} = -0.485 + 0.289 + \frac{(N_1)_{60cs}}{35} + \frac{0.739}{(35 - (N_1)_{60cs})^{0.1}} \quad (3.28)$$

Kurba kufitare, e përcaktuar nga Ekuacioni (3.28) dhe të gjitha rastet e përdorura nga autorët për këtë model, jepet në Figurën 3.10:

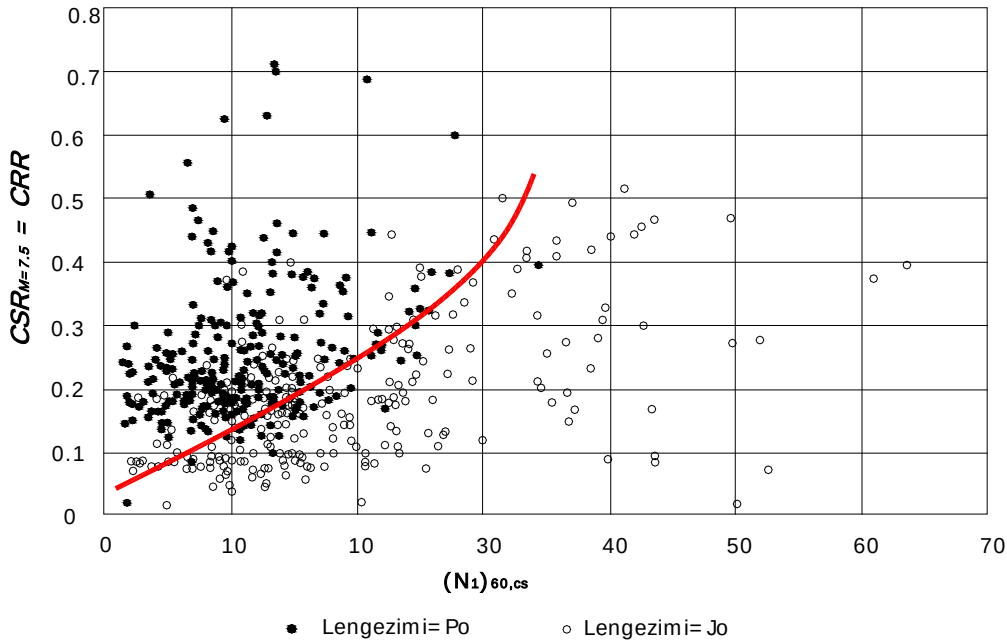


Figura 3.10: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR, sipas metodës së Juang (2000)

Duke aplikuar metodën e NCEER për llogaritjen e CSR dhe metodën e Robertson & Wride për llogaritjen e I_c , dhe duke përdorur inteligjencën artificiale, autorët llogaritën $q_{c1N,cs}$ si më poshtë:

$$q_{c1N,cs} = q_{c1N} \cdot (2.4291 \cdot I_c^4 - 16.9431 \cdot I_c^3 + 44.5151 \cdot I_c^2 - 51.4971 \cdot I_c + 22.802) \quad (3.29)$$

Dhe vlerën e CRR si më poshtë:

$$CRR = C_\sigma \cdot \exp \left[-2.957 + 1.1264 \cdot (q_{c1N,cs} / 100)^{1.25} \right] \quad (3.30)$$

Ku:

$$C_\sigma = -0.016 \cdot (\sigma'_v / 100)^3 + 0.178 \cdot (\sigma'_v / 100)^2 - 0.063 \cdot (\sigma'_v / 100) + 0.903 \quad (3.30a)$$

Në ekuacionet e mësipërme njësitet e q_c , f_s , σ_v , σ'_v duhet të jenë në KPa.

Metoda Juang në 2006

Kjo metodë është një ripërpunim i metodës së 2000, procedura është e bazuar për pjesën e parë mbi zgjidhjen e Idriss & Boulanger për llogaritjen e q_{c1N} sipas Ekuacionit 3.18b.

Llogaritjet I_c sipas zgjidhjeve të Lunne et al. (1997) dhe Juang et al. (2003), si më poshtë:

$$I_c = \left[(3.47 - \log q_{c1N})^2 + (1.22 + \log F)^2 \right]^{0.5} \quad (3.31)$$

Ku:

$$F = 100 \cdot \frac{f_s}{(q_c - \sigma_v)} \quad (3.31a)$$

Për praninë e grimcave të imta vlera e q_{c1N} korrigjohet si më poshtë:

$$q_{c1N,cs} = K_c \cdot q_{c1N} \quad (3.32)$$

Ku:

$$\begin{aligned} \text{per } I_c < 1.64 \quad K_c &= 1 \\ \text{per } 1.64 \leq I_c \leq 2.38 \quad K_c &= 1 + 80.06 \cdot (I_c - 1.64) \cdot (q_{c1N})^{-1.2194} \\ \text{per } I_c > 2.38 \quad K_c &= 1 + 59.24 \cdot (q_{c1N})^{-1.2194} \end{aligned} \quad (3.32a)$$

Vlera e CRR llogaritjet si më poshtë:

$$CRR = \exp \left[-2.9439 + 0.000309 \cdot (q_{c1N,cs})^{1.8} \right] \quad (3.33)$$

Kurba kufitare e përcaktuar nga Ekuacioni (3.33) dhe të gjitha rastet e përdorura nga autorët për këtë model jepet në Figurën 3.11:

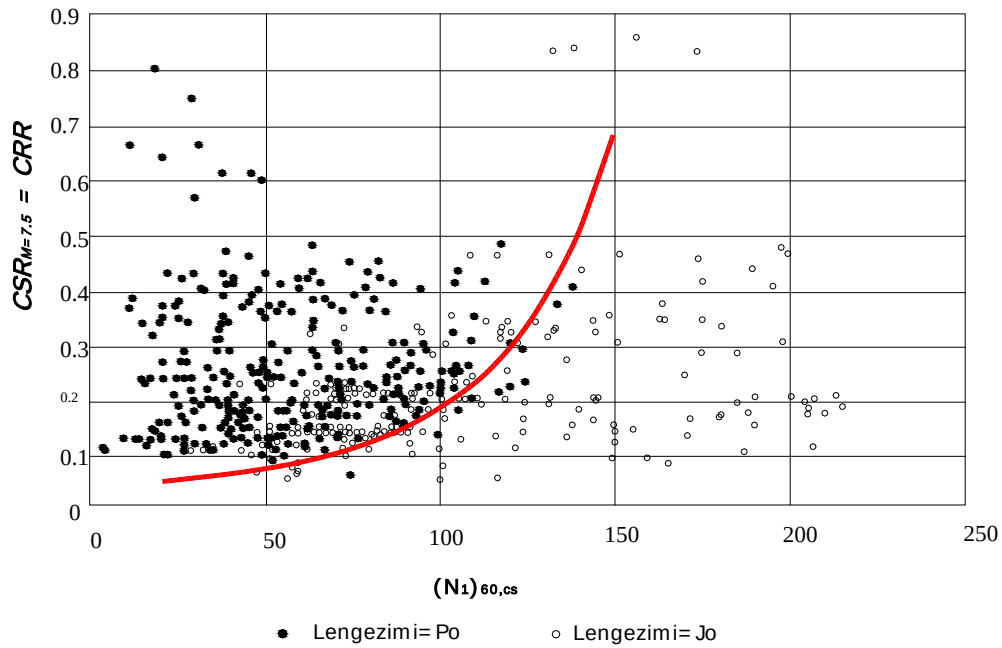


Figura 3.11: Varësia ndërmjet CSR dhe CRR, sipas metodës së Juang (2006).

Metoda Juang në 2010, 2012

Kjo metodë është zhvilluar për të vlerësuar potencialin e lëngëzimit të rrëave në bazë të provave të penetrimit të piezokonit (CPTU).

Rezistenca e majës së konit e normalizuar, sipas Robertson (1998), jepet si më poshtë:

$$q_{t1N} = \left[(q_t - \sigma_{vo}) / P_a \right] \cdot \left(\frac{P_a}{\sigma'_{vo}} \right)^n \quad (3.34)$$

Ku:

$$n = 0.381 \cdot I_{c,RW} + 0.05 \cdot \left(\frac{\sigma'_{vo}}{P_a} \right) - 0.5 \quad (3.34a)$$

$$I_{c,RW} = \left((3.47 - \log_{10} Q_t)^2 + (1.22 + \log_{10} F_R)^2 \right)^{0.5} \quad (3.34b)$$

Influenca e fraksioneve të imta $I_{c,Bj}$, llogaritet sipas ekuacionit të propozuar nga Been dhe Jefferies (1992) si më poshtë:

$$I_{c,Bj} = \left(\left[3 - \log \left\{ Q_t \cdot (1 - B_q) + 1 \right\} \right]^2 + \left[1.5 + (1.3 \cdot \log F_r) \right]^2 \right)^{0.5} \quad (3.35)$$

Ku:

$$Q_t = \frac{q_t - \sigma_v}{\sigma'_v} \quad (3.35a)$$

$$F_r = \frac{f_s}{q_t - \sigma'_v} \quad (3.35b)$$

$$B_q = \frac{u_2 - u_0}{q_t - \sigma'_v} \quad (3.35c)$$

Në figurën 3.12 jepet paraqitja skematike e rrugës, që duhet të ndiqet për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, bazuar tek të dhënat e SPT:

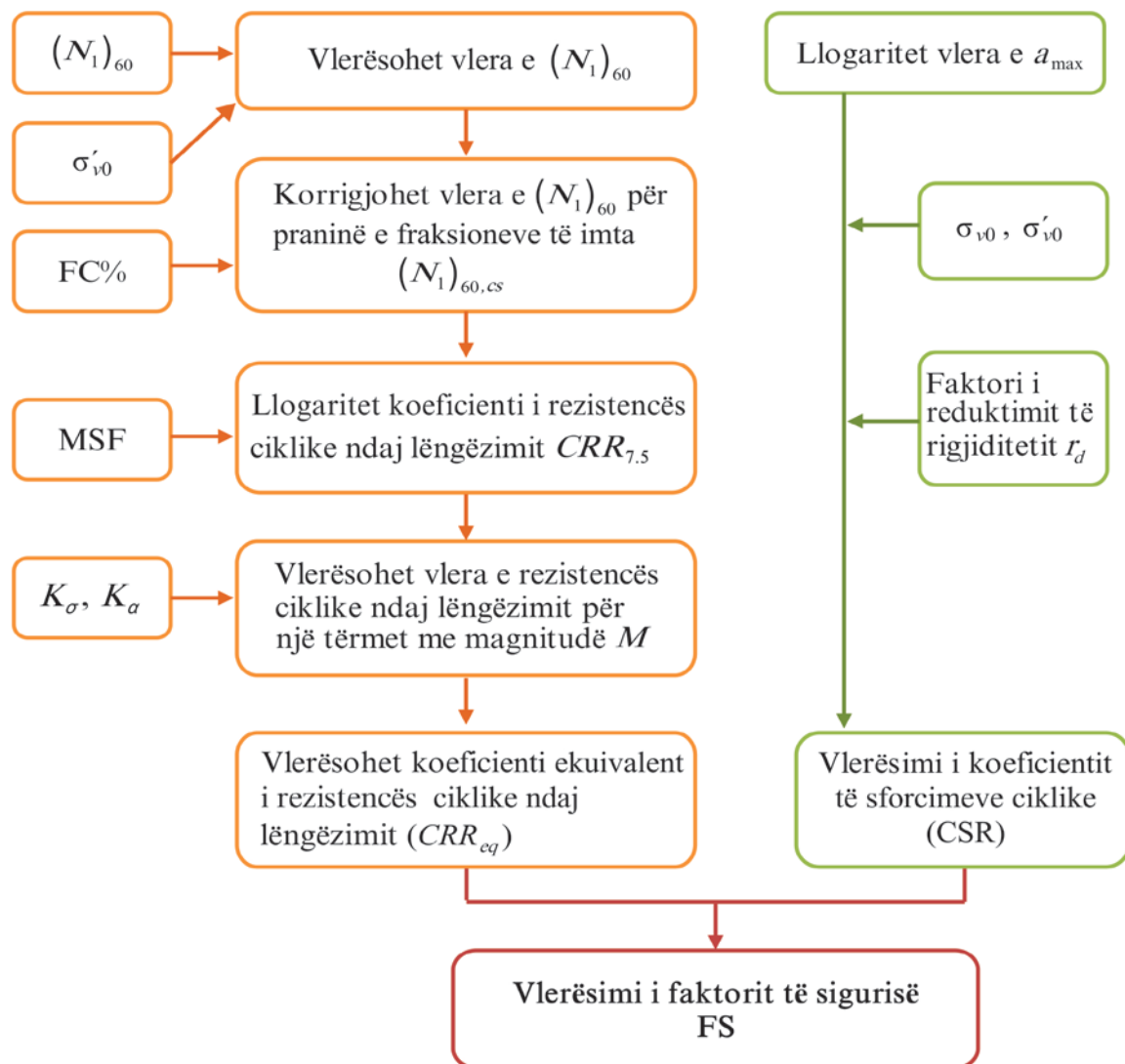


Figura 3.12: Diagrama, që duhet të ndiqet për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, bazuar tek të dhënat e SPT

Termi $\{Q_t \cdot (1 - B_q) + 1\}$ është thelbësor në vlerësimin e potencialit të lëngëzimit në kushtet pa drenim gjatë një prove CPTU (Shuttle & Cuning, 2007) për të diferencuar më mirë argjilat pluhurore nga pluhurat argjilore.

Duke përdorur një inteligjencë artificiale, nga një seri regresioni me metodën minimale të kuadrateve, autorët shprehën llogaritjen e CRR si më poshtë:

$$CRR = 0.05 + \exp \left[A + B \left(\frac{q_{c1N}}{100} \right)^C \right] \quad (3.36)$$

Ku:

$$\begin{aligned} A &= I_{c,BJ} \left(\frac{q_{c1N}}{100} \right) - 10.455 \\ B &= 0.669 \cdot I_{c,BJ}^3 - 5.55 \cdot I_{c,BJ} + 12.993 \\ C &= 0.284 - 0.0214 \cdot I_{c,BJ}^2 \end{aligned} \quad (3.36a)$$

Në figurën 3.13 jepet paraqitja skematike e rrugës, që duhet të ndiqet për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit bazuar tek të dhënat e CPT:

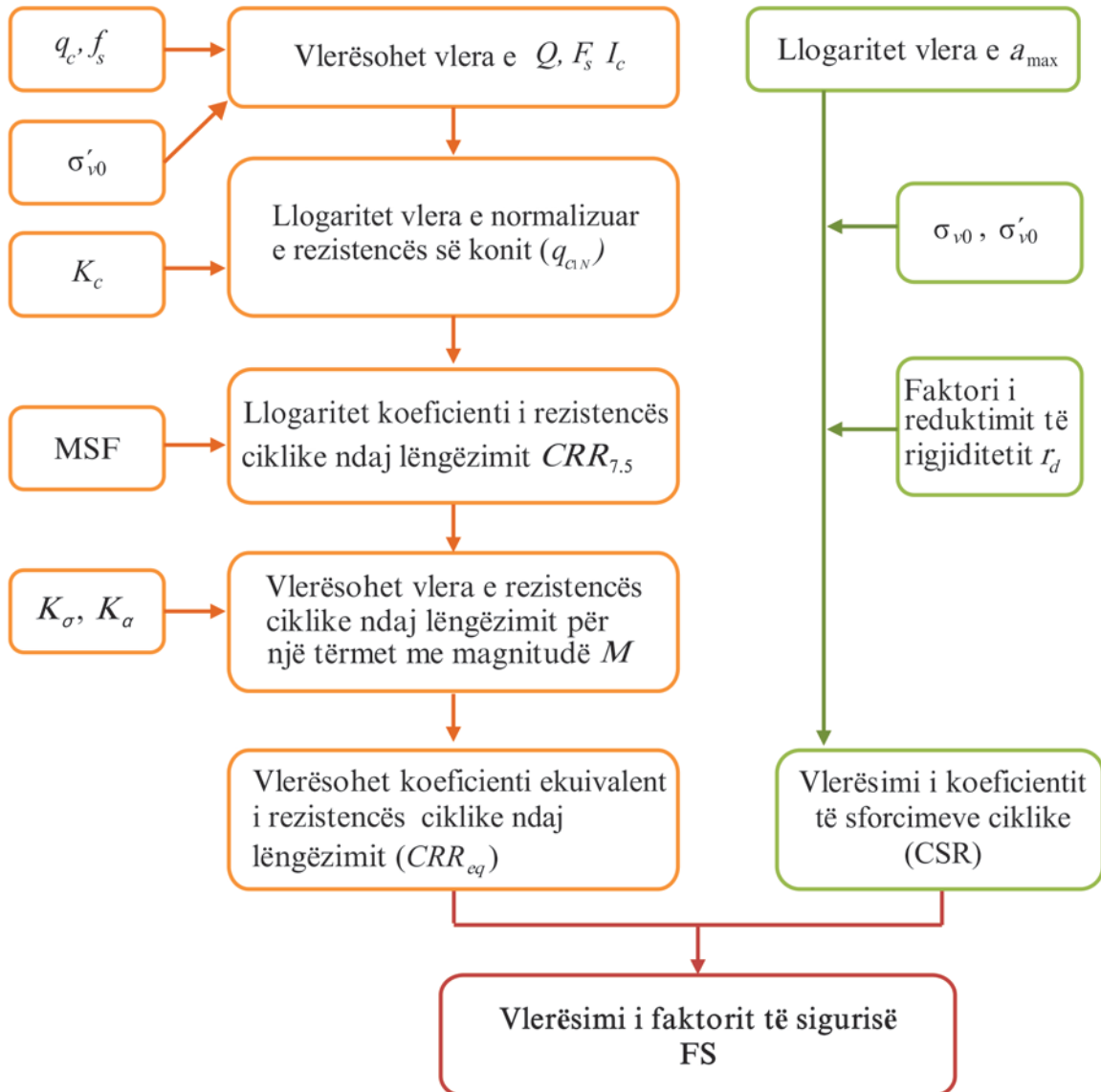


Figura 3.13: Diagrama që duhet të ndiqet për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit bazuar tek të dhënat e CPT

3.3 VLERËSIMI I FAKTORIT TË SIGURISË (FS)

Kur është i përcaktuar koeficienti i sforcimeve ciklike dhe koeficienti i rezistencës ciklike, atëherë mund të përcaktohet vlera e faktorit të sigurisë, në bazë të vlerës të së cilit përcaktohet nëse lëngëzimi ndodh ose jo. Ky faktor, sipas Lee et al., 2003, jepet me formulën e mëposhtme:

$$FS = \frac{CRR_{eq}}{CSR} \quad (3.37)$$

Një *dhé* ka pritshmëri për t'u lëngëzuar, nëse $FS \leq 1.2$ (Sonmez, 2003). Në tabelën 3.5 jepet pritshmëria ndaj lëngëzimit të një dheu në lidhje me vlerën e FS:

Tabela 3.5 Pritshmëria e një dheu për t'u lëngëzuar në funksion të FS

FS	Pritshmëria për lëngëzim
$FS < 1.0$	Pritshmëri e lartë
$1 \leq FS < 1.25$	Pritshmëri mesatare
$FS \geq 1.25$	Pritshmëri e ulët

3.4 VLERËSIMI I PROBABILITETIT TË LËNGËZIMIT PER NJË FAKTOR TË DHËNË SIGURIE

Probabiliteti real i ndodhjes së lëngëzimit, $P_R[L]$, është probabiliteti i lëngëzimit gjatë jetëgjatësisë së një strukture inxhinierike për nivele të ndryshme sigurie, që u korrespondojnë niveleve të ndryshme të rrezikut sizmik. Një nivel i caktuar i rrezikut sizmik, $P_R[L]$, llogaritet duke kombinuar probabilitetin e kushtëzuar të lëngëzimit për një shpejtim korrespondues, $P_R[L|PGA = a]$, me probabilitetin e ndodhjes së ngjarjes sizmike, që shkakton tejkalimin e këtij shpejtimi $P_R[L|PGA > a]$:

$$P_R[L] = P_R[L|PGA = a] \cdot P_R[PGA > a] \quad (3.38)$$

Vlerësimi real i ndodhjes së lëngëzimit, $P_R[L|PGA = a]$, propozuar nga autorëve të ndryshëm jepet në Tabelën 3.6. $P_R[L|PGA = a]$ llogaritet nëpërmjet korrelimit të drejtpërdrejtë të faktorit të sigurisë të llogaritur me metodën deterministike me probabilitetin e lëngëzimit.

Tabela 3.6: Vlerësimi real i probabilitetit të lëngëzimit për një faktor sigurie të dhënë

Metoda e llogaritjes së FS	Referimi bibliografik	Funksioni i P_L
NCEER (SPT)	Chen (2000)	$P_R[L] = \frac{1}{1 + (FS/0.77)^{3.25}}$
Juang (SPT)	Juang (2000)	$P_R[L] = \frac{1}{1 + (FS/0.98)^{3.6}}$
Robertson dhe Wride (CPT)	Juang (2000)	$P_R[L] = \frac{1}{1 + (FS/1.00)^{3.3}}$
Juang, 2006 (CPT)	Juang (2006)	$P_R[L] = \frac{1}{1 + (FS/0.74)^{5.45}}$
Juang, 2010 (CPT)	Juang (2006)	$P_R[L] = \frac{1}{1 + e^{-3.64 + 5.37 \cdot FS}}$

Vlerësimi i probabilitetit të lëngëzimit ka qenë objekt studimi nga shumë autorë, në mënyrë të veçantë nga Juang, dhe nga shkolla e tij (Juang et al., 1999). Nëpërmjet këtyre funksioneve është e mundur të lidhet koeficienti i sigurisë së llogaritur me metodën deterministike me probabilitetin që lëngëzimi të ndodhë, duke dhënë kështu një kontribut të rëndësishëm në vlerësimin real të rrezikut të lëngëzimit.

Tabela 3.7: Vlerat $P_R[L]$ e sipas Juang (2000)

Vlera e P_L	Probabiliteti i lëngëzimit
$0.85 \leq P_R[L] < 1.00$	Lëngëzimi pothuajse i sigurtë
$0.65 \leq P_R[L] < 0.85$	Lëngëzimi është i mundshëm
$0.35 \leq P_R[L] < 0.65$	Lëngëzimi i pasigurtë
$0.15 \leq P_R[L] < 0.35$	Lëngëzimi i pamundur
$0.00 \leq P_R[L] < 0.15$	Lëngëzimi nuk ndodh

4. METODAT PROBABILITARE

Modele të ndryshme janë propozuar për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit në mënyrë probabilitare (Liao et al., 1988; Juang et al., 2000, 2002; Cetin et al., 2004). Për të gjitha këto modele të dhënat janë bazuar në të dhëna statistike dhe në të dhëna historike. Për të llogaritur probabilitetin bazuar në këto të dhëna empirike, vetëm llogaritjet më të mira (p. sh. vlera mesatare, μ) të variablave hyrës kërkojnë; pasiguria në formulimin e modelit; i quajtur *modeli i pasigurisë (model uncertainty)*, dhe pasiguria në variablat hyrës, të quajtur *pasiguria e parametrave (parameter uncertainty)*, janë të përjashtuar nga analiza. Kështu që, llogaritja probabilitare mund të jetë subjekt i gabimeve, nëse efekti i modelit dhe/ose parametrave është i konsiderueshëm. Një analizë më e thellë e këtij problemi do të zhvillohej, nëse përdoret metoda e *analizës së besueshmërisë (reliability analysis)*, që konsideron si modelin ashtu dhe parametrin e pasigurisë. Formulimi dhe procedura për kryerjen e një analize besueshmërie është e përshkruar më poshtë.

4.1 METODAT PROBABILITARE TË LLOGARITJES SË LËNGËZIMIT, BAZUAR NË TË DHËNAT E SPT DHE CPT

Në ditët e sotme metodat më të njohura janë ato të propozuara nga Cetin (dhe të tjerët), dhe të Boulanger dhe Idriss për të dhënat bazuar tek SPT dhe metoda e propozuar nga Moss (dhe të tjerët) për provat e CPT. Formulatat finale janë zhvilluar në mënyrë të tillë që bëhet i mundur vlerësimi si i CRR për probabilitetin e kërkuar të lëngëzimit, ashtu dhe probabiliteti i lëngëzimit në funksion të parametrave të nxjerrë edhe nga provat e CSR.

4.1.1 Cetin et al. (2004)

Formulat e Cetin et al. janë:

$$CRR = \exp\left[\frac{A}{13.32}\right] \quad (4.1)$$

$$A = N_{1.60} \cdot (1 + 0.004FC) - 29.53 \cdot \ln(M_w) - 3.7 \cdot \ln\left(\frac{\sigma'_v}{P_a}\right) + 0.05 \cdot FC + 16.85 + 2.7\Phi^{-1}(P_L) \quad (4.2)$$

2)

$$PL = \Phi\left[-\frac{A}{2.70}\right] \quad (4.3)$$

$$A = \left[N_{1.60} \cdot (1 + 0.004 \cdot FC) - 13.32 \cdot \ln(CSR) - 29.53 \cdot \ln(M_w) - 3.7 \cdot \ln\left(\frac{\sigma'_v}{P_a}\right) + 0.05 \cdot FC + 16.85 \right] \quad (4.3)$$

Gjatë përdorimit të metodave probabilitare është shumë e rëndësishme që në llogaritjen e CSR të përdoret vlera e r_d , sipas metodës që do të përdoret. Kështu për metodën e propozuar nga Cetin et al. këto vlera janë:

për $r_d < 20m$

$$r_d = \frac{1 + \frac{-23.013 - 2.949 \cdot a_{\max} + 0.999 \cdot M + 0.0525 \cdot V_{s12}}{16.258 + 0.201 \cdot e^{0.341 \cdot (-z + 0.0785 \cdot V_{s12} + 7.586)}}}{1 + \frac{-23.013 - 2.949 \cdot a_{\max} + 0.999 \cdot M + 0.0525 \cdot V_{s12}}{16.258 + 0.201 \cdot e^{0.341 \cdot (0.0785 \cdot V_{s12} + 7.586)}}} \pm \sigma \quad (4.4)$$

për $r_d \geq 20m$

$$r_d = \frac{1 + \frac{-23.013 - 2.949 \cdot a_{\max} + 0.999 \cdot M + 0.0525 \cdot V_{s12}}{16.258 + 0.201 \cdot e^{0.341 \cdot (-20 + 0.0785 \cdot V_{s12} + 7.586)}}}{1 + \frac{-23.013 - 2.949 \cdot a_{\max} + 0.999 \cdot M + 0.0525 \cdot V_{s12}}{16.258 + 0.201 \cdot e^{0.341 \cdot (0.0785 \cdot V_{s12} + 7.586)}}} - 0.046 \cdot (z - 20) \pm \sigma \quad (4.5)$$

Ku:

Z = thellësia në metra; $a_{\max}$ = nxitimi maksimal; M = magnituda e tërmetit; V_{s12} = shpejtësia e valëve prerëse sizmike në 12m e para të thellësisë; σ = devijimi standart.

Për vlerësimin e devijimit standart vlejné formulat e mëposhtme:

$$\begin{aligned} \sigma &= 0.0198 \cdot z^{0.85} \quad \text{për } z < 12m \\ \sigma &= 0.164 \quad \text{për } z \geq 12m \end{aligned} \quad (4.6)$$

Vlera e V_{s12} për 12m e para të thellësisë duhet të vlerësohet nga provat gjeofizike në terren (MASW); në mungesë të provave, me shumë kujdes mund të përdoren referimet e mëposhtme:

për dhera pak të dendur: 120m/s;

për dhera shumë të dendur: 250m/s;

për dhera të ndërmjetëm: 150-200m/s.

4.1.2 Moss et al. (2004)

Sipas metodës të propozuar nga Moss et al. kemi:

$$CRR = \exp \left[\frac{A}{7.177} \right] \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} A &= q_{c1}^{1.045} + q_{c1} \cdot (0.11 \cdot R_f) + (0.001 \cdot R_f) + c \cdot (1 + 0.85 \cdot R_f) - 0.848 \cdot \ln(M_w) - \\ &+ 0.002 \cdot \ln(\sigma'_v) - 20.923 + 1.632 \cdot \Phi^{-1}(P_L) \end{aligned} \quad (4.8)$$

$$PL = \Phi \left[-\frac{A}{1.632} \right] \quad (4.9)$$

$$\begin{aligned} A &= q_{c1}^{1.045} + q_{c1} \cdot (0.11 \cdot R_f) + (0.001 \cdot R_f) + c \cdot (1 + 0.85 \cdot R_f) - 7.1777 \cdot \ln(CSR) - \\ &+ 0.848 \cdot \ln(M_w) - 0.002 \cdot \ln(\sigma'_v) - 20.923 \end{aligned} \quad (4.10)$$

Ku:

$$\begin{cases} q_{c1} = q_c \cdot C_q & \text{ku} & C_q = \left(\frac{P_a}{\sigma_v'} \right)^c \\ f_{s1} = f_s \cdot C_f & \text{ku} & C_f = \left(\frac{P_a}{\sigma_v'} \right)^s \end{cases} \quad (4.11)$$

Në ekuacionin 4. 11; q_{c1} = rezistenca e normalizuar e majës (MPa), C_q = faktori i normalizimit, q_c = rezistenca e majës së konit (MPa), P_a = presioni atmosferik në të njëjtën njësi me σ_v' , σ_v' = sforcimi efektiv (kPa), dhe c = eksponenti i normalizimit.

Eksponenti i normalizimit mund të llogaritet me një ekuacion interaktiv;

$$c = f_1 \cdot \left(\frac{R_f}{f_3} \right)^{f_2} \quad (4.11a)$$

Ku:

$$f_1 = x_1 \cdot q_c^{x_2}$$

$$f_2 = -(y_1 \cdot q_c^{y_2} + y_3)$$

$$f_3 = \text{abs}[\log(10 + q_c)]^{z_1}$$

$$\text{dhe } x_1 = 0.78, x_2 = -0.33, y_1 = -0.32, y_2 = -0.35, z_1 = 1.21$$

Për të normalizuar rezistencën e majës siç duhet, nevojitet një procedurë interaktive për llogaritjen e c , dhe për këtë ndiqen hapat e mëposhtëm:

- 1) Një llogaritje fillestare e eksponentit të normalizimit bëhet duke përdorur rezistencën e majës së konit (q_c) dhe koeficientit të fërkimit ($R_f = f_s/q_c$), duke përdorur ekuacionin (4. 11.a);
- 2) Më pas rezistenca e majës normalizohet, duke përdorur ekuacionin (4. 11);
- 3) Futet vlera e normalizuar e rezistencës së majës në llogaritjen e eksponentit të normalizimit;
- 4) Kjo procedurë përsëritet deri sa arrihet një vlerë e pranueshme konvergjence në vlerat e eksponentit. Kjo procedurë zakonisht kërkon dy interaksione. Rekomandohet që rezistenca e majës dhe fërkimi anësor të normalizohen njëjloj ($s=c$).

Për llogaritjen e r_d Moss propozoi ekuacionet e mëposhtme:

për $r_d < 20m$

$$r_d = \frac{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot a_{\max} + 0.652 \cdot M}{10.657 + 0.089 \cdot e^{0.089 \cdot (-3.38 \cdot z - 7.760 \cdot a_{\max} + 78.576)}}}{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot a_{\max} + 0.652 \cdot M}{10.657 + 0.089 \cdot e^{0.089 \cdot (-7.760 \cdot a_{\max} + 78.576)}}} \pm \sigma \quad (4.11)$$

për $r_d \geq 20m$

$$r_d = \frac{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot a_{\max} + 0.652 \cdot M}{10.657 + 0.089 \cdot e^{0.089 \cdot (-3.38 \cdot z - 7.760 \cdot a_{\max} + 78.576)}}}{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot a_{\max} + 0.652 \cdot M}{10.657 + 0.089 \cdot e^{0.089 \cdot (-7.760 \cdot a_{\max} + 78.576)}}} - 0.0014 \cdot (3.28 \cdot z) - 65 \pm \sigma \quad (4.12)$$

Për vlerësimin e devijimit standart, vlejné formulat e mëposhtme:

$$\begin{aligned} \sigma &= 0.00814 \cdot (3.28 \cdot z)^{0.864} && \text{për } z < 12m \\ \sigma &= 0.00814 \cdot (40)^{0.864} && \text{për } z \geq 12m \end{aligned} \quad (4.13)$$

Për llogaritjen e MSF është e përshtatshme të përdoret formula e propozuar nga Idriss dhe Boulanger (2004).

Në këto dy metoda simboli Φ jep shpërndarjen normale standarte komulative, ndërsa Φ^{-1} jep inversin e shpërndarjes normale standarte komulative (vlëra mesatare = 0; devijimi standart=1). [në Excel jepet me funksionin DISRIB. NORM. ST() dhe INV. NORM. ST().

4.2 METODA PROBABILITARE E LLOGARITJES SË LËNGËZIMIT, BAZUAR NË ANALIZËN E BESUESHMËRISË ME TË DHËNAT E CPT, SIPAS JUANG 2006.

4.2.1 Gjendja kufitare e fillimit të lëngëzimit

Në kontekstin e analizës së besueshmërisë të paraqitur këtu, gjendja kufitare e fillimit të lëngëzimit në vetvete është një kurbë që ndan “zonën” e lëngëzimit nga zona e moslëngëzimit. Shembuj të gjendjes kufitare janë paraqitur tek Kapitulli 3. Për shembull, nëse i referohemi grafikut të Figurës 3. 10, kurbë e rekomanduar nga Juang 2001, ashtu siç reflektohet në grafik, pasiguria qëndron se ku duhet të pozicionohet grafiku i gjendjes kufitare (CRR= CSR). Pasiguria konsiston në zgjedhjen e modelit, që merr parasysh pasigurinë e përmendur më lart. Gjendja kufitare mund të shprehet me ekuacionin e mëposhtëm:

$$g(X) = CRR - CSR = 0 \quad (4.14)$$

Ku:

X = një vektor i variablave hyrës, që konsideron parametrat e dheut dhe ato sizmike, që janë të nevojshëm për llogaritjen e CRR dhe CSR.

$$g(X_1, X_2, \dots, X_n) = \begin{cases} > 0 & \text{nuk ndodh lëngëzimi} \\ = 0 & \text{gjendje kufitare} \\ < 0 & \text{ndodh lëngëzimi} \end{cases}$$

Siç është paraqitur në Kapitullin 3, metoda e Juang 2000, sipas ekuacioneve 3. 29 deri në 3. 33, përfaqësojnë llogaritjen e potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike. Dy parametra q_c dhe f_s janë të nevojshme për llogaritjen e CRR dhe që të dy këta parametra u supozua të jenë një zgjedhje e rastësishme (random variable). Meqenëse MSF është funksion i M_w dhe K_σ është në funksion të σ_v' , atëherë 5 parametra janë të nevojshëm për llogaritjen e CSR. Katër parametrat e parë, a_{max} , M_w , σ_v' , σ_v janë të konsideruar si variabla të zgjedhur në mënyrë rastësore. Parametri r_d , që është në funksion të thellësisë (z), nuk konsiderohet si një variabël i zgjedhur rastësisht (meqenëse CSR llogaritet për një thellësi të caktuar të një dheu). Bazuar në diskutimin e mësipërm, në total 6 variabla janë të identifikuar në modelin deterministik të Juang (2001). Kështu gjendja kufitare e lëngëzimit bazuar në metodën deterministike mund të shprehet si më poshtë:

$$g(X) = g(q_c, f_s, \sigma_v, \sigma_v', a_{max}, M_w) \quad (4.15)$$

Duhet theksuar se variabli r_d nuk konsiderohet si variable i zgjedhur rastësisht, kjo pasiguri në zgjedhje ekziston në model për MSF dhe për K_σ

4.2.2 Pasiguria e parametrave hyrës

Për një vlerësim real të probabilitetit të lëngëzimit, metoda e besueshmërisë duhet që të konsiderojë si modelin ashtu dhe parametrat e pasigurisë. Për analizën e besueshmërisë, pasiguria e parametrave hyrës duhet të trajtohet fillimisht. Për çdo parametër, ky proces përfshin llogaritjen e vlerës mesatare (μ) dhe devijimin standart (σ), nëse parametri ka një shpërndarje normale ose lognormale. Duncan (2000) sugjeroi që devijimi standart i një variabli numëruar mund të përftohet në një nga mënyrat e mëposhtme: (1) duke e llogaritur direkt nga të dhënat, (2) bazuar tek të dhënat e botuara të koeficientit të kovariancës (COV); (3) bazuar tek “rregulli i tre-sigmave” (Dai dhe Wang, 1992).

Bazuar tek metoda e parë devijimi standart llogaritet si më poshtë:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}} \quad (4.16)$$

Ku: σ = është devijimi standart, x_i dhe i^{th} është vlera e parametrin (x), $\bar{x}$ është vlera mesatare e parametrin x , n numri i vlerave të x -it ose madhësia e të dhënave hyrëse.

Sipas metodës së dytë bazuar tek të dhënat e publikuara (historike) devijimi standart llogaritet si më poshtë:

$$COV = \frac{\text{Devimi standart}}{\text{Vlera mesatare}} = \frac{\sigma}{\bar{x}} \quad (4.16a)$$

nga ku devijimi standard mund të llogaritet:

$$\sigma = (cov)(\bar{x}) \quad (4.16b)$$

Në metodën e fundit vlera më e lartë (HCV) dhe vlera më e ulët (LCV) e variablit është përdorur për llogaritjen e devijimit standart si më poshtë (Duncan, 2000):

$$\sigma = \frac{HCV - LCV}{6} \quad (4.16c)$$

4.2.3 Matrica e korrelimit ndërmjet parametrave hyrës

Në analizën e besueshmërisë, përcaktimi i matricës së korrelimit ndërmjet parametrave është i rëndësishëm. Koeficientët e korrelimit mund të llogariten në mënyrë empirike, duke përdorur metoda statistike. Përveç $a_{\max}$ dhe M_w , koeficientët e korrelimit ndërmjet parametrave hyrës të përdorur në modelin e gjendjes kufitare mund të llogariten për të dhënat aktuale ose të merren nga të dhënat historike. Koeficientët e korrelimit ndërmjet $a_{\max}$ dhe M_w mund të merren 0.9, që është bazuar në të dhënat statistikore të përpunuara nga Juang et al., 1999. Vlera tipike e koeficientëve të korrelimit ndërmjet parametrave hyrës, të cilët varen nga lloji i tokës, bazuar tek të dhënat historike e propozuar nga Paul Mayne, 2004, jepet në Tabelën 4.3:

Tabela 4.3: Matrica e korrelimit bazuar tek të dhënat historike (Paul Mayne, 2004)

	Variabël					
Variabël	q_c	f_s	σ'_v	σ_v	$a_{\max}$	$M_{\max}$
q_c	1	0.6	0.3	0.2	0	0
f_s	0.6	1	0.4	0.3	0	0
σ'_v	0.3	0.4	1	0.9	0	0
σ_v	0.2	0.3	0.9	1	0	0
$a_{\max}$	0	0	0	0	1	0.9
$M_{\max}$	0	0	0	0	0.9	1

Nëse vektori i variablave hyrës $X = [X_1, X_2, \dots, X_n]^T$ është $n \times 1$, ky vektor përcaktohet nga vektori i vlerave mesatare $\mu = [\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n]^T$ dhe nga matrica e kovariancës [C]:

Që të gjejmë [C] fillimisht llogarisim matricën e korrelimit [R], atëherë mund të shkruajmë:

$$[\delta] = \begin{bmatrix} 1 & \delta_{12} & \dots & \delta_{1n} \\ & 1 & \dots & \delta_{2n} \\ & & \ddots & \\ sim & & & 1 \end{bmatrix}$$

Ku:

δ_{ij} = koeficient korrelimi, që llogaritet si më poshtë:

$$\delta_{ij} \approx \frac{1/(n_{ij}-1) \cdot \sum_{k=1}^{n_{ij}} (X_i^{(k)} - m_i) \cdot (X_j^{(k)} - m_j)}{\sqrt{1/(n_{ij}-1) \cdot \sum_{k=1}^{n_{ij}} (X_i^{(k)} - m_i)^2 \times 1/(n_{ij}-1) \cdot \sum_{k=1}^{n_{ij}} (X_j^{(k)} - m_j)^2}} \quad (4.17)$$

Shembull:

Nëse konsiderojmë një shembull me dy variabla (x_1, x_2), ($n=2$), atëherë koeficienti i korrelimit ndërmjet këtyre variablave llogaritet si më poshtë:

$$\begin{aligned} \delta_{x_1 x_2} &= \frac{S_{x_1 x_2}}{\sqrt{S_{x_1 x_1} \cdot S_{x_2 x_2}}} \\ S_{x_1 x_1} &= \sum (x_i - \bar{x}_1)^2; \quad S_{x_2 x_2} = \sum (x_i - \bar{x}_2)^2 \\ S_{x_1 x_2} &= \sum (x_i - \bar{x}_1) \cdot (x_i - \bar{x}_2) = \sum x_1 x_2 - \frac{1}{n} \sum x_1 \cdot \sum x_2 \quad (4.17a) \\ \bar{x}_1 &= \frac{\sum_{i=1}^n x_{i,1}}{n}; \quad \bar{x}_2 = \frac{\sum_{i=1}^n x_{i,2}}{n} \end{aligned}$$

Me EXCEL koeficienti i korrelimit llogaritet me komandën: CORREL(X_1, X_2), ku $X_1 = (X_1^{(1)}, \dots, X_1^{(n)})$ është një vector, që përmban të gjitha matjet e X_1 .

Mbasi është llogaritur matrica e korrelimit, mund të gjendet dhe matrica e kovariancës [C]:

$$[C] = \begin{bmatrix} \sigma_1^2 & \delta_{12} \sigma_1 \sigma_2 & \cdots & \delta_{1n} \sigma_1 \sigma_n \\ & \sigma_2^2 & \cdots & \delta_{2n} \sigma_2 \sigma_n \\ & & \ddots & \\ \text{sim} & & & \sigma_n^2 \end{bmatrix}$$

4.2.4 Metodologjia e vlerësimit të pasigurisë së modelit (Model Uncertainty)

Formulimi i pasigurisë së modelit është i vështirë të përcaktohet. Zhang et al. (2004) sugjeroi një procedurë për zvogëlimin e pasigurisë së modelit, duke përdorur teknikat e modelit Bayesian. Modeli i pasigurisë i gjendjes limite mund të përfaqësohet nëpërmjet variablit c_1 , referuar tani e mbrapa si faktori i modelit sipas ekuacionit të mëposhtëm:

$$g(X) = c_1 \cdot CRR - CSR = 0 \quad (4.18)$$

Ku:

$g(X)$ = funksioni i gjendjes kufitare që konsideron pasigurinë e modelit. Siç u përshkrua më sipër, modeli i CRR është formuluar në mënyrë empirike duke përdorur modelin e CSR si referencë. Me fjalë të tjera, të dhënat ($CSR_{7.5}, q_{c1N}$ ose $(N_1)_{60}$) janë llogaritur nga të dhënat historike dhe janë përdorur për të ndërtuar një kurbë kufitare, që ndan gjendjen e lëngëzimit nga ajo e moslëngëzimit. Nga ekuacioni i mësipërm mund të shkruajmë që pasiguria e faktorit të modelit, $CSR/CRR = c_1$, kur $[c_1 CRR - CSR] < 0$, tregon ndodhjen e lëngëzimit. Nga ekuacioni (4.17) mund të nxirren rezultate të krahasueshme me alternativat si më poshtë: (1) $g(x) = CRR - c_2 \cdot CSR$ dhe (2) $g(x) = c_1 \cdot CRR - c_2 \cdot CSR$. Studimet e të tre këtyre tipe ekuacionesh kanë treguar pothuajse të njëjtin rezultat. Kështu, ekuacioni $g(x) = c_1 \cdot CRR - CSR$, që shpreh pasigurinë e modelit të gjendjes limite, që konsideron se si modeli i CRR është përcaktuar, bazuar tek modeli i CSR, konsiderohet si më i përshtatshmi për llogaritjen e modelit të pasigurisë.

Duke trajtuar faktorin e modelit c_1 si një variabël të rastësishëm i aplikuar tek CRR dhe më pas i kombinuar me parametrat hyrës bazë të CRR dhe CSR, gjendja kufitare për analizën e besueshmërisë mund të shprehet:

$$g(x) = c_1 \cdot CRR - CSR = g(c_1, q_c, f_s, \sigma_v, \sigma'_v, a_{\max}, M_w) \quad (4.19)$$

Secili nga gjashtë parametrat bazë të Ekuacionit 4. 19, $c_1, q_c, f_s, \sigma_v, \sigma'_v, a_{\max}, M_w$ konsiderohet si variabël i rastësishëm. Në analizën e besueshmërisë, çdo variabël supozohet se ndjek një shpërndarje lognormale, që, sipas Jefferies et al 1988, jep një rezultat shumë të mirë të parametrave gjeoteknikë. Një shpërndarje lognormale kërkon njohjen e vlerës mesatare (μ) dhe devijimin standart (σ). Me shpërndarjen lognormale faktori i modelit mund të karakterizohet nga dy të dhëna statistikore: vlera mesatare dhe devijimi standart (ose koeficienti i variacionit COV). Kështu, karakterizimi i pasaktësisë së modelit të gjendjes kufitare përfshin përcaktimin e μ_{c_1} dhe COV e c_1 . Sipas Juang (2006), ky variabël i rastësishëm mund të karakterizohet shumë mirë për vlera të $\mu_{c_1} = 1$ dhe $COV \approx 0.1$ ndërsa, sipas Cetin, (2000) $\mu_{c_1} = 0.96$ dhe $COV = 0.04$.

4.2.5 Metoda e besueshmërisë sipas rregullit të parë (FORM) dhe përcaktimi i probabilitetit

Për analizën e besueshmërisë të trajtuar në këtë punim, është përdorur metoda e përcaktimit të indeksit të besueshmërisë (β) sipas Hasofer-Lind. Indeksi i besueshmërisë përcaktohet si distanca më e shkurtër ndërmjet sipërfaqes së gjendjes së ekuilibrit dhe origjinës në hapësirën e variablave, siç tregohet në Figurën 4. 1

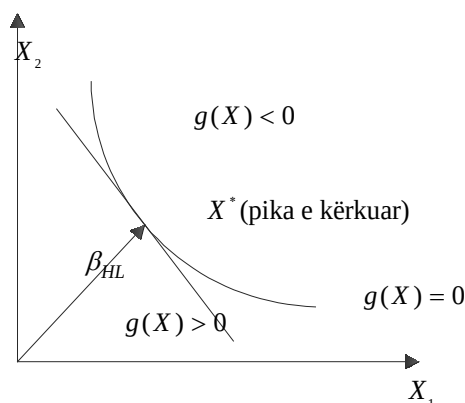


Figura 4.1: Indeks i besueshmërisë Hasofer - Lind: Rasti i funksionit jolinear

Indeksi i besueshmërisë pasqyron jo vetëm efektin e vlerës mesatare, por gjithashtu dhe vlerën e kovariancës tek variablat që ndikojnë në llogaritje. Formulimi matricorë për indeksin besueshmërisë sipas Hasofer-Lind jepet tek Ekuacioni 4.20 dhe është propozuar nga autorë të ndryshëm si, Ang dhe Tang (1975b), Low dhe Tang (1997a) etj. Sipas Low dhe Tang (1997a). Kështu nëse X është vektori i variablave të pasigurisë, $[C]$ matrica e kovariancës së tyre, dhe μ vektori i vlerave mesatare, $g(x)$ është funksioni i performancës, atëherë indeksi i besueshmërisë sipas Hasofer - Lind llogaritet:

$$\beta_{HL} = \min_{x \in g(x)} \sqrt{(X - \mu)^T \cdot C^{-1} \cdot (X - \mu)} \quad (4.20)$$

Llogaritja e β me faqe Excel është paraqitur tek Figura 4.2. Në momentin që parametrat llogaritës kanë shpërndarje lognormale, duhet të llogariten dy parametra të rëndësishëm të shpërndarjes lognormale λ , ξ dhe koeficienti i variacionit (COV) që sipas Ang dhe Tang (1975) llogariten si më poshtë:

$$\lambda = \ln(\mu) - 0.5 \cdot \xi^2 \quad ; \quad \xi = \sqrt{1 + COV^2} \quad (4.21)$$

Për çdo variabël x me shpërndarje jo normale duhet të llogariten dy parametra ekuivalent të shpërndarjes normale (μ^N, σ^N) që sipas Ang dhe Tang (1984) llogariten si më poshtë:

$$\mu^N = vlera(x) \cdot (1 - \ln(vlera(x)) + \lambda); \quad \sigma^N = vlera(x) \cdot \xi \quad (4.21a)$$

$$\beta_{HL} = \min_{x \in g(x)} \sqrt{\left(\frac{x^* - \mu^N}{\sigma^N} \right)^T \cdot C^{-1} \cdot \left(\frac{x^* - \mu^N}{\sigma^N} \right)} \quad (4.22)$$

Kjo procedurë përdor një teknikë optimizimi për llogaritjen e këtij indeksi, duke përdorur një program llogaritës, siç është Excel. Kjo llogaritje bëhet duke përdorur “Solver”. Me komandën “Solver” bëhet Minimizimi i β duke ndryshuar vlerat e x -it, i cili varet nga funksioni i performancës $g(x)=0$. Pasi është përcaktuar β , atëherë probabiliteti i lëngëzimit mund të përcaktohet.

Të dhënat hyrëse			Parametrat ekuivalent që përdoren në llogaritjet			Llogaritja e CSR dhe CRR		
	μ	COV	x^*	μ^N	σ^N			
qc	5380	0.215	4302	3014	4400	MSF	1.3835	B _q 0.0005
fs	31.699	0.249	21.786	18.388	22.4517	α	-0.0287	I _{c,BJ} 1.2641
σ'	23.468	0.096	16.704	13.954	16.7806	β	0.0037	log ₁₀ (Q _i) 2.4090
σ	28.373	0.179	18.807	16.837	19.1048	r _d	0.9944	log ₁₀ (F _r) -0.2937
a _{max}	0.273	0.267	0.235	0.144	0.2437	q _i	4302.913	A -13.6020
M _w	6.6	0.017	6.263	3.459	6.2643	Q _i	256.4761	B 11.6734
c ₁	1	0.1	0.700	0.596	0.7035	F _r	0.5085	C 0.0830
U ₂	7.134					I _{c,RW}	1.4084	CRR 0.1769
U ₀	4.905					n	0.3950	CSR _{7.5} 0.1238
z	1.595					q _{ti,N}	86.8607	

Matrica e kovariancës [C]								
Variablat	q _c	f _s	σ_v	σ_v	a _{max}	M _w	c ₁	
q _c	19361253	59274.5	22151	16812.8	0	0	0	$\left[x^* - \mu^N \right]^T \cdot [C]^{-1} \cdot \left[x^* - \mu^N \right] = 0.32574$
f _s	59274.51	504.1	150.70	128.7	0	0	0	$\beta = \min_{x \in g(x)} \sqrt{\left[x^* - \mu^N \right]^T \cdot [C]^{-1} \cdot \left[x^* - \mu^N \right]}$
σ_v	22151.17	150.702	281.59	288.532	0	0	0	$g(x) = c_1 \cdot CRR - CSR$
σ_v	16812.77	128.681	288.53	364.994	0	0	0	
a _{max}	0	0	0	0	0.05938	1.37381	0	
M _w	0	0	0	0	1.37381	39.2415	0	
c ₁	0	0	0	0	0	0	0.4949	

Rezultatet			
FS _{III}	1.1462	β	0.5707
g(x)	-7.5E-07	P _L	0.2841

Figura 4.2: Fletë Exceli që përdor metodën e Hasofer-Lind për llogaritjen e probabilitetit të lëngëzimit Bazuar në teoremën Beasayan, probabiliteti i lëngëzimit në funksion të indeksit të besueshmërisë ($P_L - \beta$), mund të përcaktohet sipas ekuacionit të mëposhtëm (Juang et al. 1999):

$$P_L = P_r(L|\beta) \approx \frac{f_L(\beta)}{f_L(\beta) + f_{NL}(\beta)} \quad (4.23)$$

Probabiliteti i lëngëzimit P_L interpretohet si një probabilitet i përcaktuar, $P_r(L|\beta)$ për një β të dhënë. Ekuacioni i mësipërm mund të shkruhet ndryshe:

$$P_L = 1 - \Phi(\beta) \quad (4.24)$$

Ku:

Φ = funksioni i shpërndarjes standarte normale komulative (standart normal cumulative distribution function). Në Excel vlera e $\Phi(\beta)$ mund të përftohet duke përdorur funksionin $NORMDIST(\beta)$.

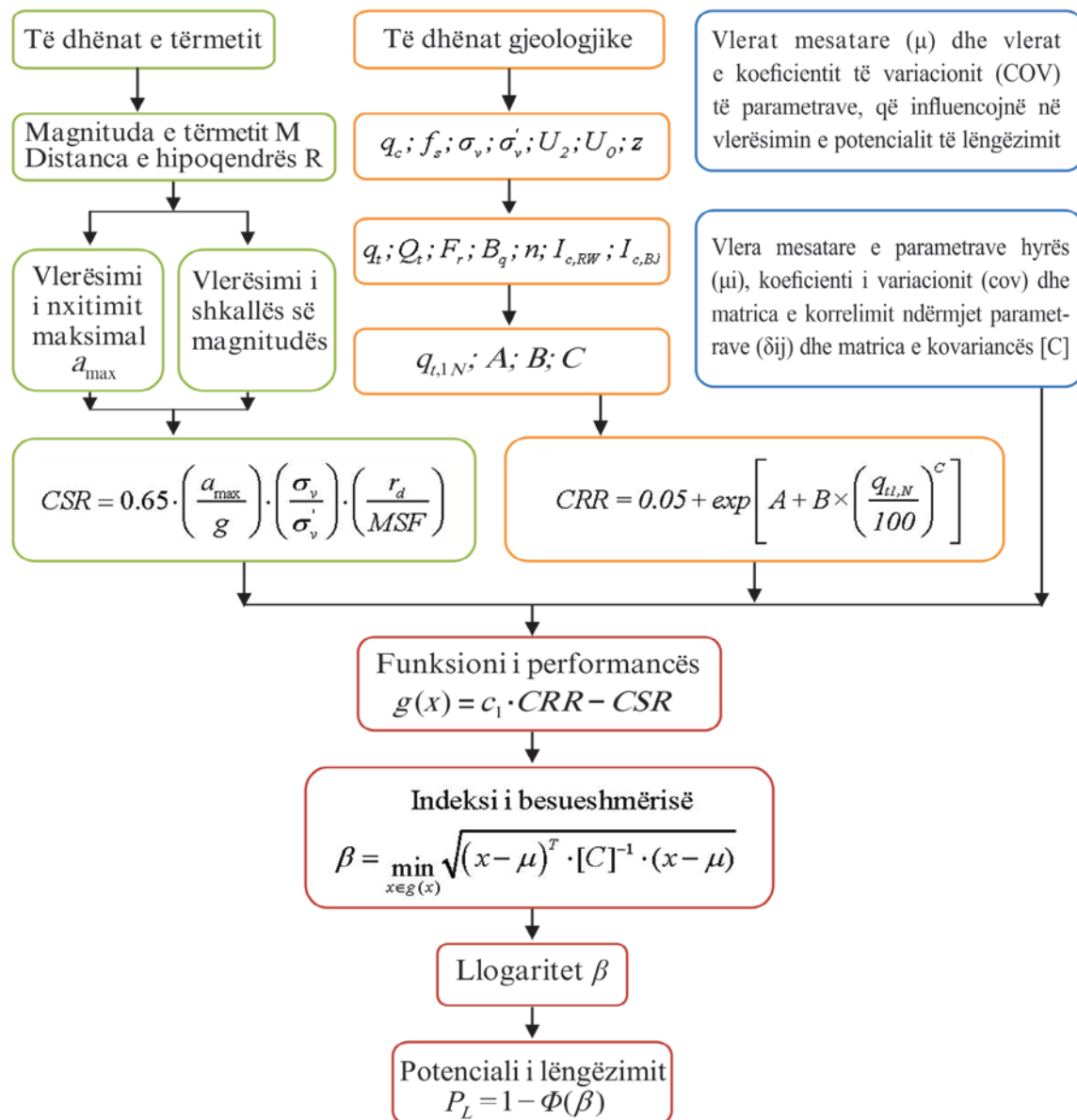


Figura 4.1: Diagrama, që duhet të ndiqet për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit, bazuar te metoda e analizës së besueshmërisë, sipas Juang, (2010)

5: PJESA APLIKATIVE

5.1 TË PËRGJITHSHME

Në pjesën aplikative do të prezantohen dy metoda të ndryshme për llogaritjen e potencialit të lëngëzimit për zonën e marrë në studim. Vlerësimet janë bazura tek metodat e CPT-së. Metodat e përdorura janë: i-) Metoda deterministike sipas tre autorëve të ndryshëm; Robertson dhe Wride (2010), Idriss dhe Boulanger, 2008; Juang, 2012. ii-) Metoda probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë të propozuar nga Juang (2006).

Meqënëse potenciali i lëngëzimit është i lidhur në mënyrë të drejtpërdrejt me tërmetin mund të themi që Shqipëria hynë tek vendet me aktivitet sizmik të lartë (Sulstarova etj., 2010). Pjesa jugore e Evropës, ku bën pjesë dhe Shqipëria është zona më aktive nga pikëpamja sizmike në kontinent. Shqipëria përfshihet në brezin sizmik Alpin-Mesdhetarë i cili kalon nga ishujt Azore nëpër rajonin e mesdheut, e ballkanit e shkon nëpër Azi derisa bashkohet me brezin e Rrethit të Paqësorit në arkipelagun e Malajzisë. Pjesa më aktive është Egjeu dhe zonat rrethuese ku bëjnë pjesë Greqia, Shqipëria, Mali i Zi, Maqedonia, Bullgaria e Jugut dhe Turqia Perindimore. Nga studimet e kryera sizmiciteti i Shqipërisë lidhet me kontaktin e Adrias (mikroplaka e Adreatikut) me orogjenin e Albanideve, i cili është pjesa e kolizionit më të gjërë midis pllakave Euroaziatike dhe Afrikane (Sulstarova etj., 2010).

5.2 PËRSHKRIMI I ZONËS

Zona e marrë në studim ndodhet në Komunën e Golemit që është nën prefekturën e Tiranës, në pjesën qëndrore të bregdetit të Ultësirës Perendimore. Kjo është një zone shumë e populluar dhe shumë ndërtesa janë ndërtuar shumë afër bregdetit. Një hartë e kësaj zone është treguar në Figurën 5.0. Kjo zonë ndodhet në Ultësirën Pranadreatike e kapur nga lëvizjet shtypëse pas-Pliocenike (zona PL) e cila përfshinë terrenet kodrinore dhe fushore të basenit molasik Pranadreatik. Ajo shtrihet nga Lezha në veri deri në Vlorë në jug dhe karakterizohet nga aktiviteti i lartë sizmik.

Sipas hartës sizmoaktiv të Shqipërisë kjo zone ka përjetuar një magnitudë maksimale 4.5~6.6. Magnituda më e lartë e regjistruar në këtë zonë është 6.6 (në vitin 345 pas Krishtit me koordinata 41.30° në V; 19.30° L) (Sulstarova etj., 2003). Nga kronikat e vjetra rezulton se nga ky tërmet qyteti i Durrësit është shkatërruar pothuajse plotësisht. Një tërmet tjetër i fuqishëm që ka goditur këtë zonë është ai i Durrësit, të dhjetor 1926. Epiqendra e tij ka qenë në afërsi të Durrësit me koordinata 41.30° në V; 19.5° në L. (Sulstarova etj., 2010). Koeficienti i sforcimev ciklike, CSR është vlerësuar për vlerën maksimale të magnitudës të regjistruar në këtë zonë $M_s=6.6$.

Sulstarova etj., 2010 ka vlerësuar për Komunën e Golemit shpjetimet maksimale që u korrespondojnë niveleve të rrezikut sizmik duke përdorur një metodë probabilitare (PSHA). Dy nivelet e rrezikut u korrespondojnë niveleve të ndryshme të sigurisë si 10% në 10vjet, 10% në 50vjet me perioda kthimi përkatësisht 95vjet dhe 475vjet. Në punimin e tij Sulstarova etj., 2010 për vlerësimin e rrezikut sizmik është bazuar tek katalogu i tërmeteve të kësaj zone me magnitudë $M_s \geq 4$ për periudhën 1958 deri 2005. Shpjetimet maksimale të llagaritura për të dy nivelet e rrezikut sizmik janë përkatësisht 0.139g dhe 0.273g.

Zona e studimit shtrihet përgjatë bregdetit të Adreatikut, në zonën e plazhit në një distance gjatësore afërsisht 15Km. Nga pikëpamja gjeologo-inxhinierike kjo zonë shtrihet mbi depozitime të dobëta Kuaternare me trashësi deri në 130 m, në pjesën e sipërme të cilave ka torfa, lymra dhe madje dhe shtresa organike (Sulstarova etj., 2010).

Proçesi i investigimeve të zones të studimit i realizuar në dhjetorë të 2013 prërfshin 8 CPTU me thellësi maksimale 20m. Pozicionet e këtyre provave të kryera janë treguar tek Figura 5.0. Sipas studimit të kryer në këtë zone janë të pranishme rëra, rëra pluhurore, pluhura ranorë dhe argjila. Niveli i ujrave nëntokësorë ndodhet afër sipërfaqes së tokës 1.1m deri 1.7 m nën nivelin e sipërfaqes së tokës.

Nga analiza e faktorëve që kontrollojnë lëngëzimin tregon që dherat në këtë zone kanë pritshmëri ndaj lëngëzimit. Projektimi i strukturave inxhinierike që do të ndërtohen në këtë zone kërkon vlerësimin e potencialit të lëngëzimit dhe marrjen e masave ndaj këtij fenomeni. Në këtë punim do të bëhet vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike dhe atë probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë.

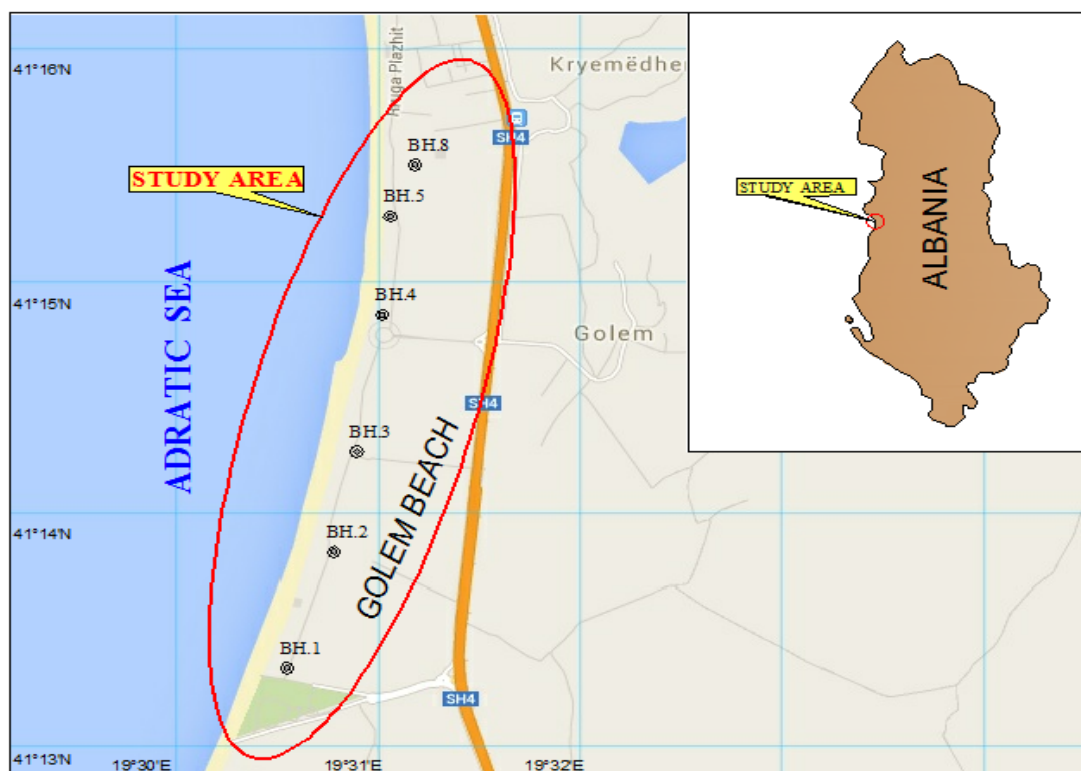


Figura 5.0 Harta e zonës së Golemit dhe pozicionet e shpimit

5.3 REZULTATE DHE DISKUTIME PËR RASTIN STUDIMORË, ZONA E GOLEMIT

Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit për metodën deterministike dhe atë probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë është bërë bazuar tek metodat e CPT-së të shpjeguara në pjenën teorike të këtij punimi.

Provat në këtë zone u kryen me një makineri me zinxhirë (CPTs) e paisur me një set ramash hidraulike e tipit **TG 63 – 150 RIG (CPT AL 001)**. Të dhënat e përdorura në llogaritje në metodën e CPT janë: rezistenca në majë e konit, rezistenca në fërkim anësorë e konit, të dhëna të tjera që merren nga korrelimet e të dhënave fillestare të matjes në terren, magnituda e tërmetit, shpejtimi maksimal në sipërfaqe të tokës, thellësia e nivelit të ujrave nëntokësore nga sipërfaqja e tokës, pasha volumore e shtresave të dheut. Identifikimi i llojit të dherave është bërë sipas indeksit të sjelljes së dherave, I_c sipas metodës së

proponuar nga Robertson dhe Wride, 2008. Dherat me $I_c > 2.6$ në këtë punim janë konsideruar si të pa lëngëzueshëm. Gjithashtu dherat mbi nivelin e ujrave nëntokësore janë konsideruar të pa lëngëzueshëm. Koeficienti i sforcimeve ciklike, CSR është vlerësuar për vlerën maksimale të magnitudes së tërmetit të regjistruar në këtë zonë $M=6.6$ dhe vlera e shpejtimit maksimal në sipërfaqe të tokës $a_{max}=0.273g$.

Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit sipas metodës deterministike bazuar tek të dhënat e CPT-së është bërë sipas tre autorëve të ndryshëm përkatësisht: Robertson dhe Wride, 2010; Idriss dhe Boulanger, 2008; Juang, 2012, që janë shpjeguar tek Kapitulli i 3 i këtij materiali. Këto llogaritje në mënyrë të detajuar janë parashituar tek shtojca A, përkatësisht Figurat A.1 – A.21.

Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare të lëngëzimit bazuar tek analiza e besueshmërisë është bërë sipas metodës të propozuar nga Juang, 2006, metodë kjo e shpjeguar tek Kapitulli 4 i pjesës teorike të këtij punimi. Secili prej puseve të shpimit është marrë në llogaritje në mënyrë të detajuar. Për secilin prej nënshtresave të profileve të dheut të takuar gjatë shpimeve është llogaritur vlera mesatare, (μ), koeficienti i variacionit, (COV) e q_c , f_s , σ_v , σ_v' vlerat e koeficientit të variacionit për magnitudën e tërmetit dhe shpejtimit maksimal dhe faktori i modelit janë marrë sa ato që rekomandon Juang, 2006. Për secilën prej intervaleve të marra në llogaritje është llogaritur matrica e kovariancës, [C] bazuar tek matrica e korrelacionit, [R] që në rastin tonë studimorë është marrë ajo bazuar tek të dhënat historike të matjeve të CPT, Tabela 4.1 e pjesës teorike të këtij punimi. Parimi i punës së kësaj metode është shpjeguar në mënyrë të detajuar tek Kapitulli 4 i këtij punimi. Llogaritjet sipas kësaj metode janë pasqyruar tek shtojca B, me Figurat B.1 – B.50. Rezultatet e llogaritjes sipas kësaj metode janë të paraqitura tek Tabelat 5.1 – 5.7. Përveq vlerës së PL për secilin interval të marrë në studim është paraqitur dhe vlera mesatare e FS e metodës deterministike.

Prova e parë CPTU-01 u realizua deri në një thellësi 14.85 m pasi në këtë thellësi u takua bazament i forte. Dherat që tokohen në CPT-01 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 14.85 m janë: rërë dhe pluhura ranorë deri në thellësinë 3.60 m, pluhura ranorë dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 4.90m, rëra dhe pluhura ranorë deri 10 m, argjilë deri në 11.70 m, pluhur ranorë dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 13.30 m, argjilë deri në thellësinë 14.0 m, pluhur ranorë dhe rëra pluhurore deri në 14.50 m dhe argjilë deri në thellësinë 14.85 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.1 m nga sipërfaqja e tokës.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve të përmendur më lartë dhe sipas rrugës së shpjeguar tek kapitulli i tretë janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.1; sipas Juang, 2012 Figura A.8 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.15. Analiza e lëngëzimit bazuar tek vlera e faktorit të sigurisë (FS) ndaj lëngëzimit të vlerësuar sipas metodës së CPT-së sipas tre autorëve të ndryshëm tregon që në këto dhera ndodh lëngëzimi ($FS < 1$) përveç intervaleve 0 -1.1 m mbi nivelin e ujrave nëntokësore dhe për intervalet 9.95 m- 11.17 m; 13.3 m – 14.0 m; 14.5 m – 14.85 m që siç e përmendëm më lartë janë argjila dhe lëngëzimi nuk mund të ndodh meqënëse $I_c > 2.6$ siç tregohet tek grafiku i dytë i Shtojcës A për metodën sipas Juang, 2012 dhe Idriss dhe Boulanger, 2008 ndërsa sipas Robertson dhe Wride, 2008 ky grafik është i treti, sepse janë dhera që janë majtas vijës së ndërprerë të $I_c = 2.6$.

Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CPT-së janë treguar tek Figura 5.1. Siç vihet re në këta grafik nuk kemi të njëjtat intervale sipas të tre autorëve. Intervale të

ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.01) janë të paraqitura tek Tabela 5.8. Si thellësi ku ndodh lëngëzimi sipas metodës së propozuar nga të tre autorët është intervali 3.5 m – 10.0 m.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.1 – B.8. Për intervalet ku kemi takuar shtresa argjilore të pastra nuk është kryer analiza e vlerësimit të potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.1. Analiza e kryer tregon që këto shtresa poshtë nivelit të ujrave nëntokësore kanë potencila mesatar për tu lëngëzuar përveç shtresave argjilore.

Prova e dytë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 9.86 m. Dherat që takohen tek pusi i CPT-02 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 6.46 m janë rëra dhe rëra pluhurore, pluhura ranorë dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 7.14 m, rëra dhe pluhura ranorë deri në 9.86 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.2 m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë pus shpimi janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.2; sipas Juang, 2012 Figura A.9 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.16.

Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CTP-së janë treguar tek Figura 5.2. Siç vihet re në këta grafik kemi pothuajse të njëjtat intervale sipas të tre autorëve ku ndodh lëngëzimi ($FS < 1$). Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.02) janë të paraqitura tek Tabela 5.8.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.9 – B.14. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.2. Analiza e kryer tregon që këto shtresa poshtë nivelit të ujrave nëntokësore kanë potencila mesatar për tu lëngëzuar.

Prova e tretë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 15.58 m. Dherat që takohen tek CPT-03 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 7.77 m janë rëra dhe rëra pluhurore, pluhura ranorë dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 8.35 m, rëra dhe pluhura ranorë deri në 11.88 m, dhe argjila dhe pluhura argjilore deri në thellësinë 15.58 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.51 m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë pus shpimi janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.3; sipas Juang, 2012 Figura A.10 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.17. Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CTP-së janë treguar tek Figura 5.3. Siç vihet re në këta grafik kemi dy interval pothuajse të njëjtat sipas të tre autorëve ku ndodh lëngëzimi përkatësisht 3.0 – 7.2 m dhe 7.6 m – 13.2 m. Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.03) janë të paraqitura tek Tabela 5.8.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.15 – B.21. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.3. Karakteristike për këtë pus shpimi është se për intervalin nga 13.0 – 15.58 m që sipas metodës deterministike nuk kemi lëngëzim sipas metodës probabilitare kemi një potencial mesatarë të ndodhjes së lëngëzimit përkatësisht

0.16. Analiza e kryer tregon që këto shtresa poshtë nivelit të ujrave nëntokësore kanë potencila mesatar për tu lëngëzuar.

Prova e pestë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 11.53 m. Dherat që takohen tek pusi i CPT-05 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 8.10 m janë rëra dhe rëra pluhurore, argjila dhe pluhura argjilorë deri në thellësinë 8.84 m, rëra dhe pluhura ranorë deri në thellësinë 10.39 m, pluhura ranorë dhe rëra pluhuror deri në thellësinë 11.05 m, dhe rëra dhe pluhura ranorë deri në thellësinë 11.35 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.40 m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë pus shpimi janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.4; sipas Juang, 2012 Figura A.11 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.18.

Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CTP-së janë treguar tek Figura 5.4. Siç vihet re në këta grafik lëngëzimi ndodh në dy interval mesatarë nga 3.0 -8.0 m dhe 8.0 m – 11.0 m thellësi. Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.05) janë të paraqitura tek Tabela 5.8.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.22 – B.30. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.4. Analiza e kryer tregon që të gjitha shtresa poshtë nivelit të ujrave nëntokësore përfshirë dhe shtresën në intervalin 8.10 -8.84 m që janë argjila dhe pluhura argjilorë ($PL = 0.16$) kanë potencila mesatar për tu lëngëzuar.

Prova e gjashtë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 11.96 m. Dherat që takohen tek CPT-06 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 9.52 m janë rëra dhe rëra pluhurore, pluhura ranorë dhe rëra pluhuror deri në thellësinë 10.98 m, argjila dhe pluhura argjilorë deri në thellësinë 11.96 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.50 m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë CPT janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.5; sipas Juang, 2012 Figura A.12 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.19. Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CTP-së janë treguar tek Figura 5.5. Në të tre grafikët keni një interval pothuaj të njëjtë ku ndodh lëngëzimi ($FS < 1$) që është nga 5.3 m -9.5 m, ndërsa sipas Robertson dhe Wride, dhe Juang kemi dhe një interval tjetër ku ndodh ky fenomen që është 10.3 m – 11.0 m. Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.06) janë të paraqitura tek Tabela 5.9.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.31 – B.40. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.5. Ndryshe nga CPT-të e tjera këtu lëngëzimi në intervalin 1.5 m – 2.7 m nuk ndodh edhe pse jemi nën nivelin e ujrave nëntokësore apo dhe dherat nuk janë argjila por rëra dhe rëra pluhurore. Analiza e kryer tregon që të gjitha shtresa poshtë 2.7 m kanë potencila mesatar për tu lëngëzuar.

Prova e shtatë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 8.63 m. Dherat që takohen tek CPT-07 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 4.77 m janë rëra dhe rëra pluhurore, pluhura ranorë dhe rëra pluhuror deri në thellësinë 5.78 m, rëra dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 8.63 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.70 m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë pus shpimi janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.6; sipas Juang, 2012 Figura A.13 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.20. Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CPT-së janë treguar tek Figura 5.6. Në të tre grafikët keni një interval pothuaj të njëjtë ku ndodh lëngëzimi ($FS < 1$) që është nga 4.7 m – 6 m. Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.07) janë të paraqitura tek Tabela 5.9.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.41 – B.46. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.6. Ndryshe nga CPT-të e tjera që me metodën deterministike kemi pothuajse vetëm një interval ku ndodh lëngëzimi, me metodën probabilitare dherat poshtë nivelit të ujrave nëntokësore kanë potencial mesatarë me vlera të ulta që i afrohen intervaleve [0.05-0.1] ku potenciali i lëngëzimit është i ulët. Intervali ku potenciali është më i lartë është në intervalin 3.53 m – 4.77 m interval ky që sipas metodës së propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008, FS shkon drejtë vlerës 1.

Prova e tetë e CPT-së u realizua deri në një thellësi prej 12.78 m. Dherat që takohen tek CPT-08 nga sipërfaqja e tokës deri në thellësinë 0.72 m janë pluhura ranorë dhe rëra pluhuror, rëra dhe rëra pluhurore deri në thellësinë 7.97 m, pluhura ranorë dhe rëra pluhuror deri në thellësinë 12.78 m. Niveli i ujrave nëntokësore u takua në thellësinë 1.30m.

Grafikikët e vlerësimit të lëngëzimit sipas të tre autorëve për këtë pus shpimi janë treguar në shtojcën A përkatësisht sipas Robertson dhe Wride, 2010 Figura A.7; sipas Juang, 2012 Figura A.14 dhe sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 Figura A.21. Faktorët e sigurisë ndaj lëngëzimit të vlerësuar në bazë të CPT-së janë treguar tek Figura 5.7. Në të tre grafikët interval ku ndodh lëngëzimi pothuaj njëllë është nga 8.5 m – 12.7 m. Sipas metodës së Idriss dhe Boulanger vlerat e FS shkojnë drejtë 1 apo < 1 për thellësi nga 3 m – 8.5 m. Intervalet e ndodhjes së lëngëzimit për secilin autor për këtë pus shpimi (BH.08) janë të paraqitura tek Tabela 5.9.

Rezultatet e llogaritjes për këtë pus shpimi sipas metodës probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në mënyrë të detajuar janë paraqitur tek shtojca B përkatësisht Figurat B.47 – B.50. Vlerësimi i Potencialit të lëngëzimit sipas metodës probabilitare është paraqitur në mënyrë të përmbledhut tek Tabela 5.7. Sipas kësaj metode dherat poshtë nivelit të ujrave nëntokësore kanë potencial mesatarë lëngëzimi.

Tek Figura 5.8 është e paraqitur varësia e FS kundrejt PL për të shtatë CPT-të e realizuar. Vija e vazhduar me ngjyrë të zezë jep kufirin e FS ku për pikat që ndodhen në të majtë të saj, pra $FS < 1$ sipas metodës derterministike ndodh lëngëzimi. Ndërsa vija e ndërprerë me të kuqe tregon kufirin e FS përtej të cilit lëngëzimi nuk mund të ndodh për një FS fillestare sipas metodës probabilitare.

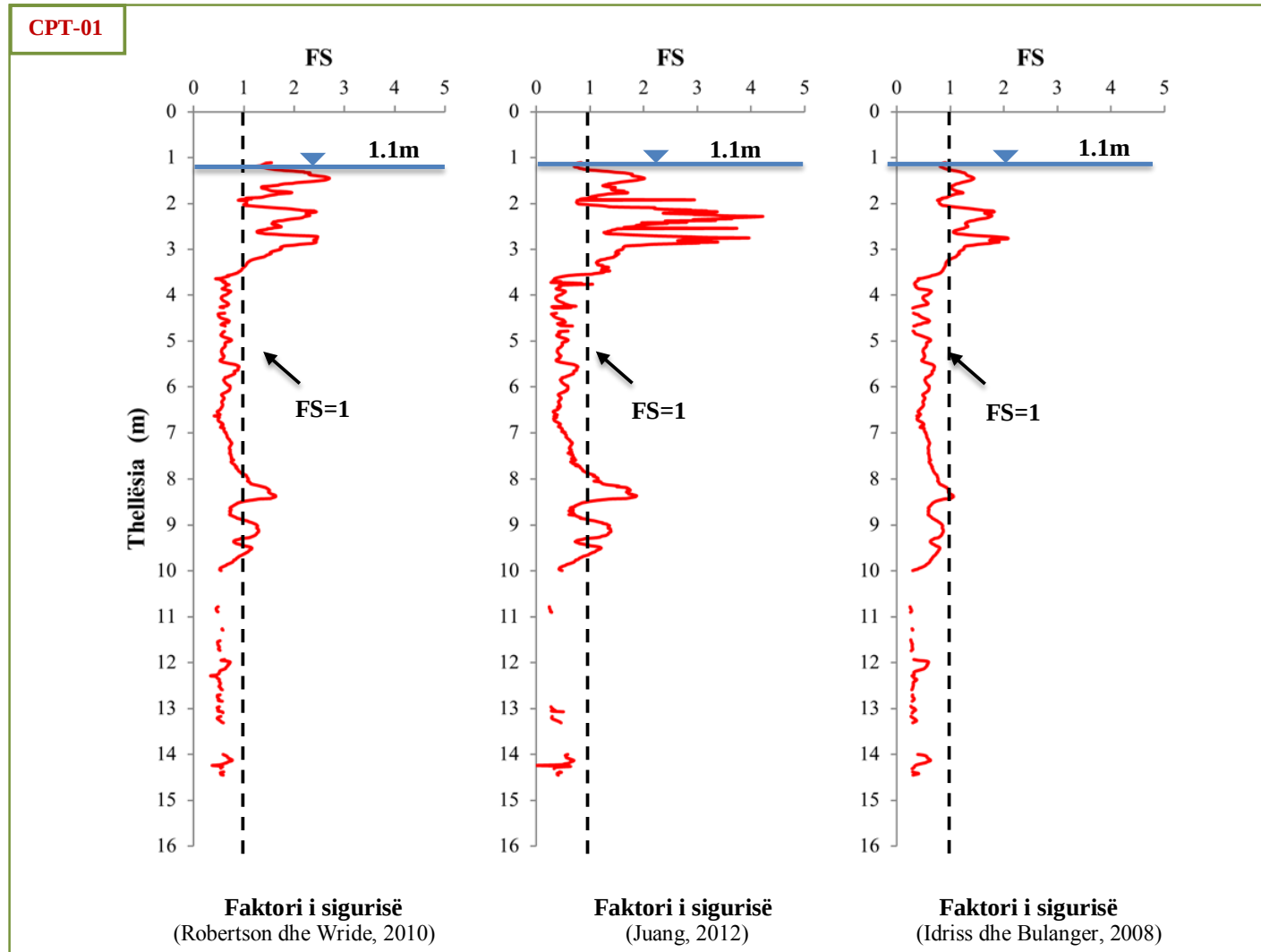


Figura 5.1 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën detreministike në funksion të FS sipa Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 01 (BH.01)

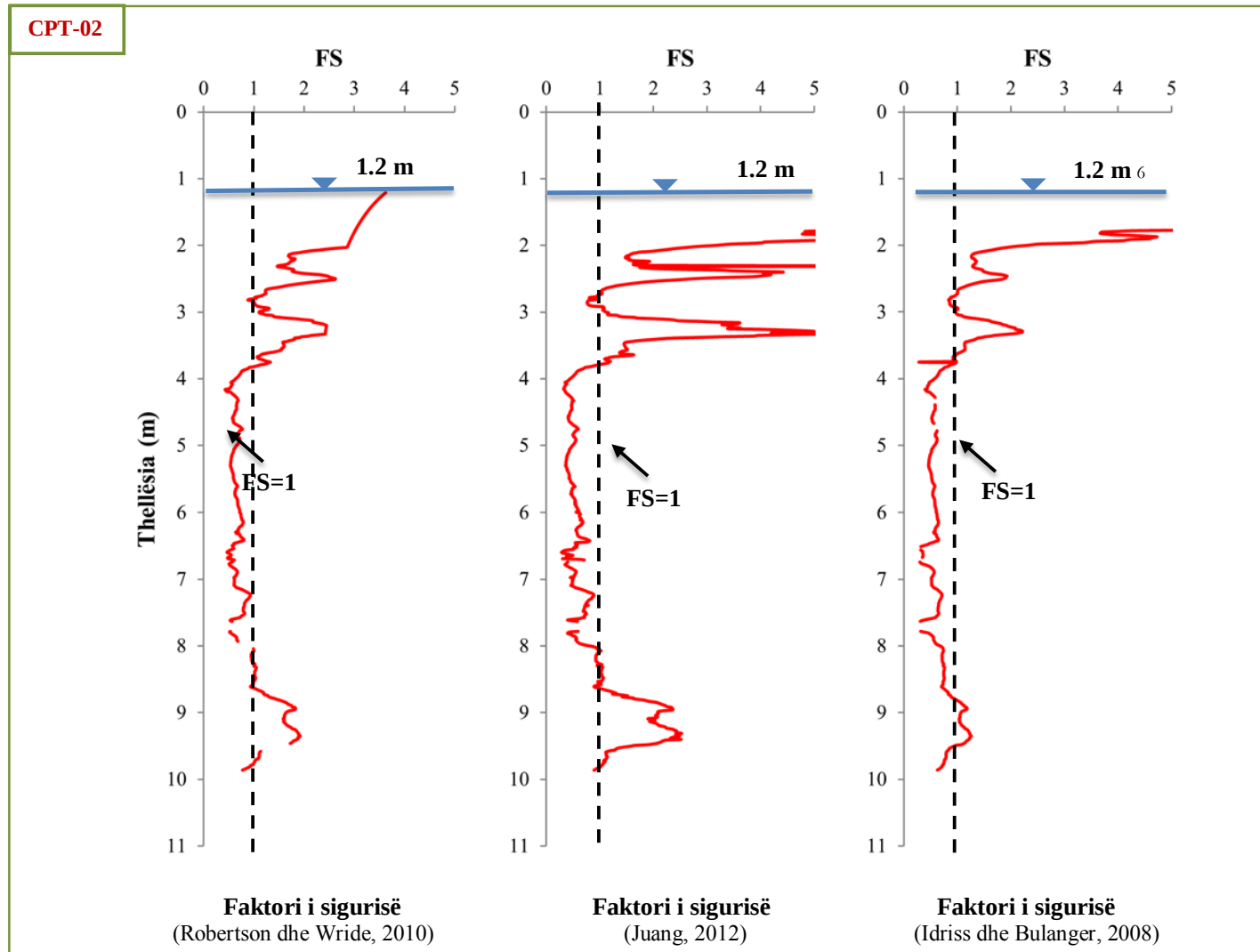


Figura 5.2 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 02 (BH.02)

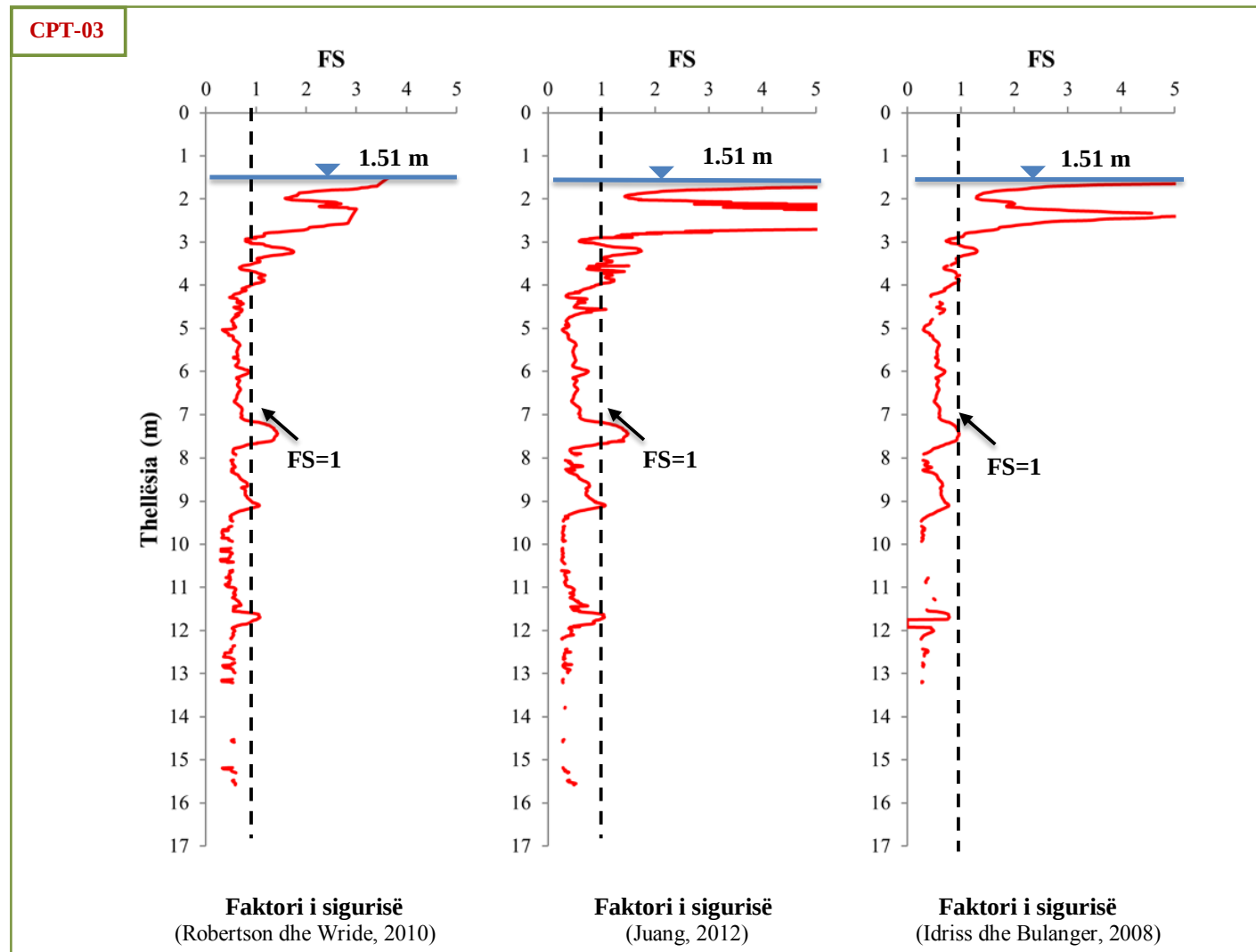


Figura 5.3 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 03 (BH.03)

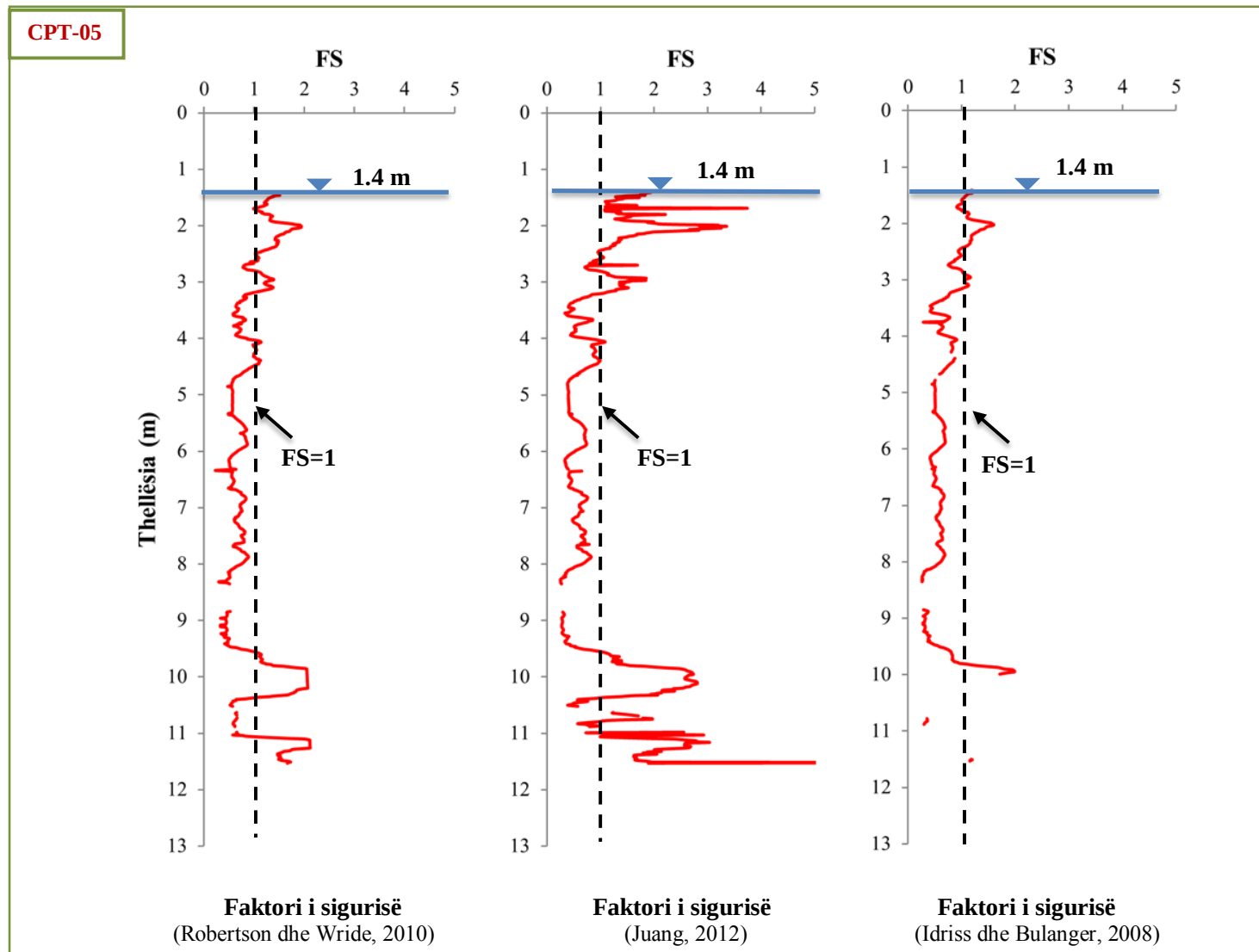


Figura 5.4 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 05 (BH.05)

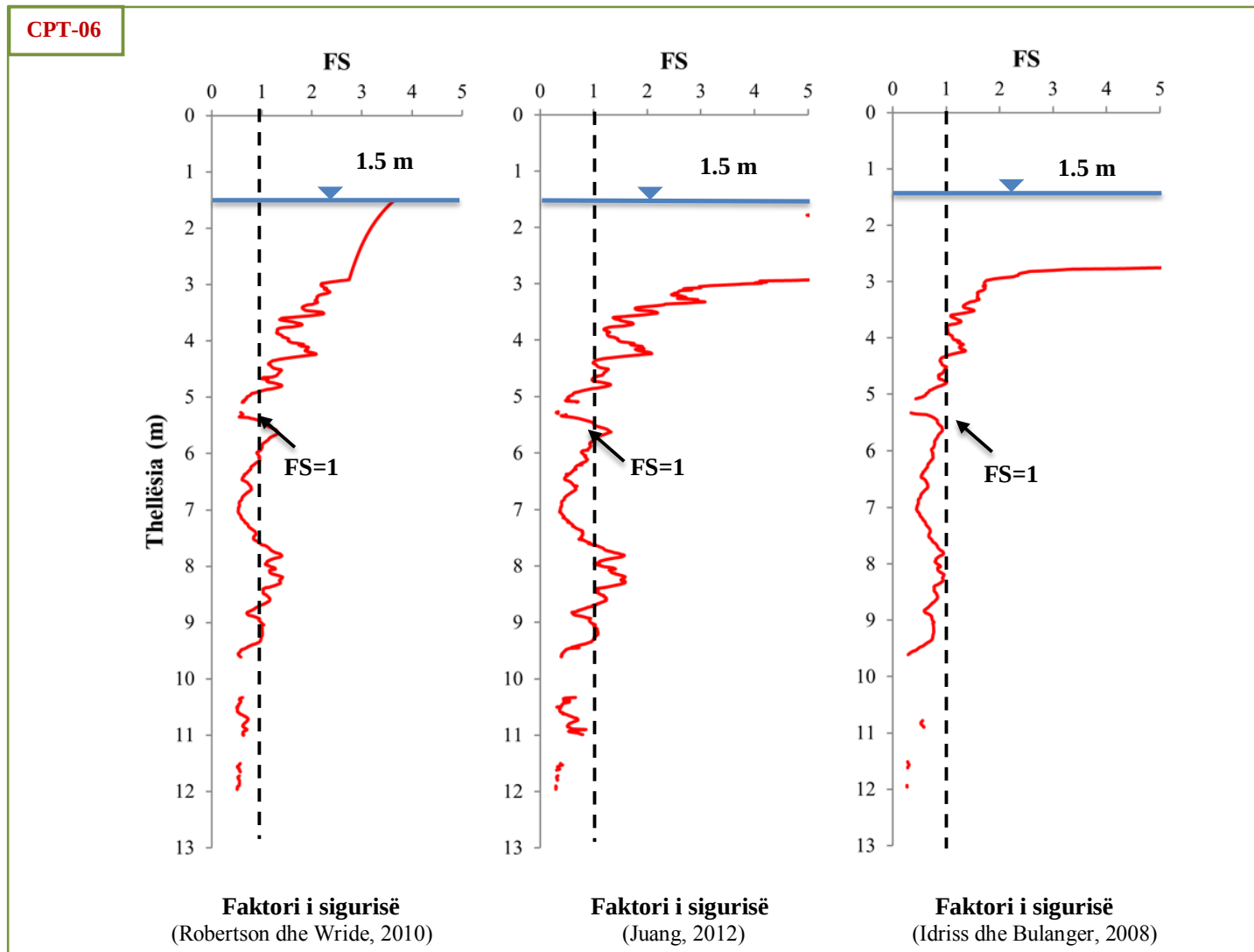


Figura 5.5 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 06 (BH.06)

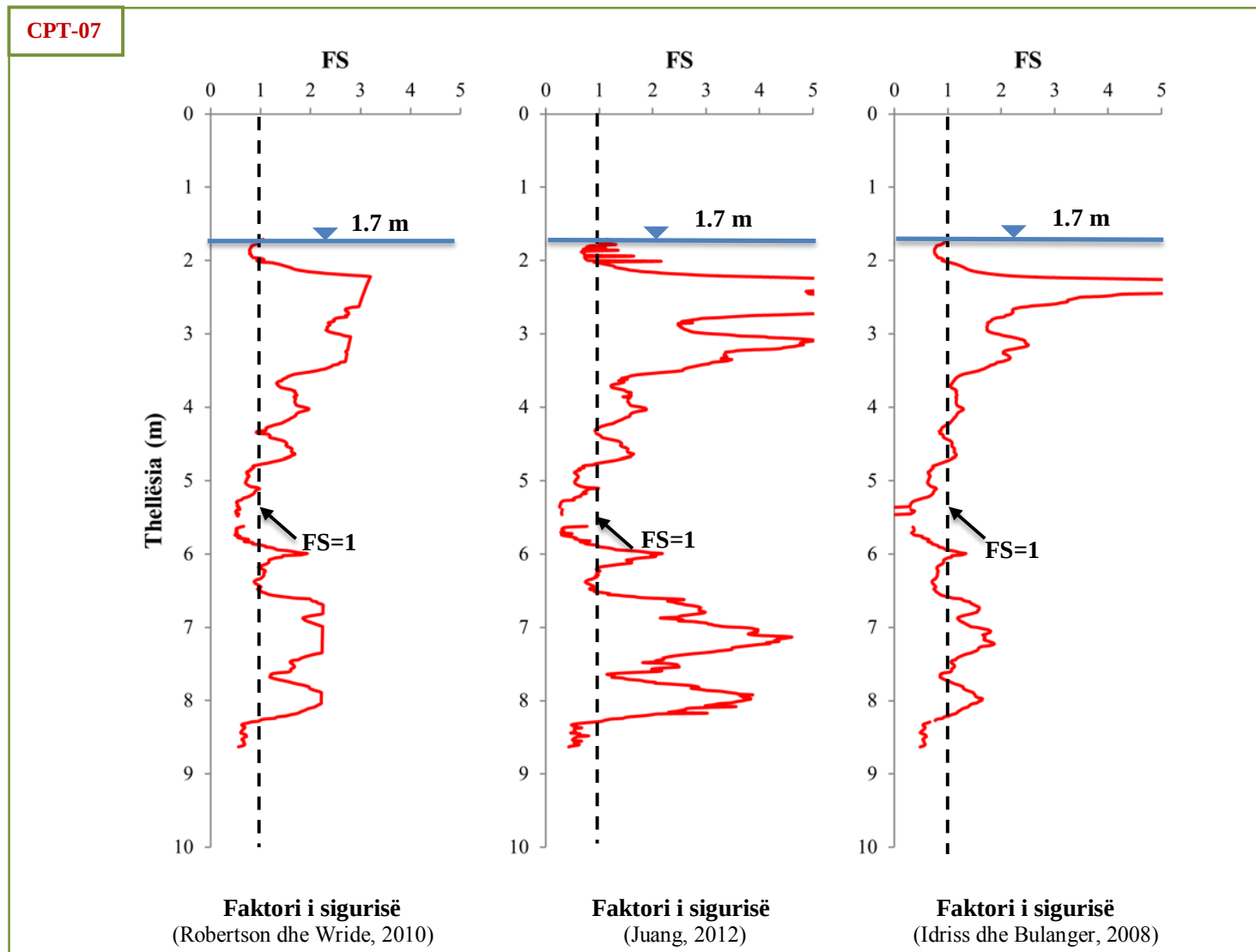


Figura 5.6 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 07 (BH.07)

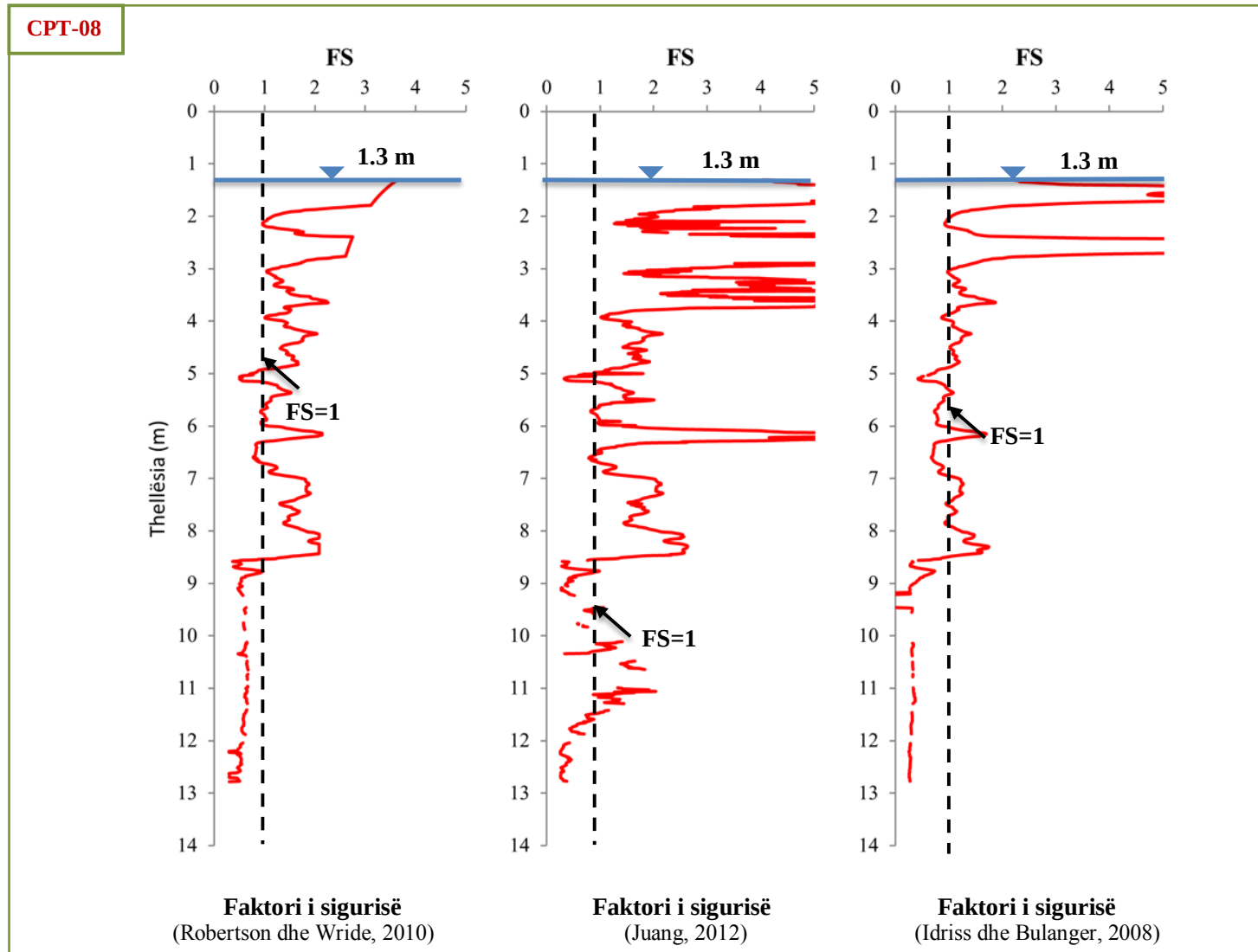


Figura 5.7 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike në funksion të FS sipas Robertson dhe Wride (2010), Juang (2012), Idriss dhe Boulanger (2008), për Pusin 08 (BH.08)

Fillimisht, futet vlera mesatare (μ) tek vlerat e kollonës x^* , aktivizohet më pas Excel Solver që në mënyrë automatike minimizon vlerën e indeksit të besueshmërisë (β), duke ndryshuar vlerat e kollonës x^* , në mënyrë të tillë që $g(x) = 0$

Të dhënat hyrëse			Parametrat ekuivalent që përdoren në llogaritjet			Llogaritja e CSR dhe CRR			
	μ	COV	x^*	μ^N	σ^N				
qc	5380	0.215	4302	3014	4400	MSF	1.3835	B_q	0.0005
fs	31.699	0.249	21.786	18.388	22.4517	α	-0.0287	I_{c,BJ}	1.2641
σ'	23.468	0.096	16.704	13.954	16.7806	β	0.0037	log₁₀(Q_t)	2.4090
σ	28.373	0.179	18.807	16.837	19.1048	r_d	0.9944	log₁₀(F_r)	-0.2937
amax	0.273	0.267	0.235	0.144	0.2437	q_t	4302.913	A	-13.6020
M_w	6.6	0.017	6.263	3.459	6.2643	Q_t	256.4761	B	11.6734
c1	1	0.1	0.700	0.596	0.7035	F_r	0.5085	C	0.0830
U2	7.134					I_{c,RW}	1.4084	CRR	0.1769
U0	4.905					n	0.3950	CSR_{7.5}	0.1238
z	1.595					q_{tl,N}	86.8607		

Matrica e kovariancës [C]							
Variablat	q_c	f_s	σ'_v	σ_v	a_{max}	M_w	c₁
q_c	19361253	59274.5	22151	16812.8	0	0	0
f_s	59274.51	504.1	150.70	128.7	0	0	0
σ'_v	22151.17	150.702	281.59	288.532	0	0	0
σ_v	16812.77	128.681	288.53	364.994	0	0	0
a_{max}	0	0	0	0	0.05938	1.37381	0
M_w	0	0	0	0	1.37381	39.2415	0
c₁	0	0	0	0	0	0	0.4949

$$\left[x^* - \mu^N \right]^T \cdot [C]^{-1} \cdot \left[x^* - \mu^N \right]$$

$$\beta = \min_{x \in g(x)} \sqrt{\left[x^* - \mu^N \right]^T \cdot [C]^{-1} \cdot \left[x^* - \mu^N \right]}$$

$$g(x) = c_1 \cdot CRR - CSR$$

Rezultatet			
FS_{fill}	1.1462	β	0.5707
g(x)	-7.5E-07	P_L	0.2841

Figura 5.8: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 1.1-2.09 m

Tabela 5.1: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 01 (BH.01)

Pusi 01 (BH.01)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{filles}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.1-2.09	1.595	Rëra dhe pluhura ranorë	5.380	31.699	7.134	0.1238	0.1769	-1.75E-09	1.1462	1.1460	0.2840	Potencial mesatarë
2.09-3.58	2.835	Rëra dhe pluhura ranorë	7.817	34.191	21.347	0.2290	0.1603	3.42E-08	0.4956	1.4710	0.3101	Potencial mesatarë
3.58-4.91	4.245	Pluhur ranorë dhe rëra pluhurore	2.646	26.018	20.092	0.1585	0.2408	3.94E-08	2.1346	0.3654	0.1462	Potencial mesatarë
4.91-6.44	5.675	Rëra dhe pluhura ranorë	5.372	37.972	12.357	0.1528	0.1778	-8.46E-08	0.9415	0.4855	0.1732	Potencial mesatarë
6.44-8.48	7.46	Rëra dhe pluhura ranorë	7.431	65.753	38.658	0.1582	0.1961	2.56E-08	0.7993	0.6973	0.2121	Potencial mesatarë
8.48-9.95	9.215	Rëra dhe pluhura ranorë	9.579	75.122	31.875	0.1584	0.2125	5.30E-10	0.3300	0.8651	0.2301	Potencial mesatarë
9.95-11.17	10.56	Argjilë	0.789	12.530	151.488	0.2123	0.2124	—	—	—	—	Nuk Lëngëzon
11.17-13.33	11.97	Pluhur ranorë dhe rëra pluhurore	2.971	33.068	27.375	0.1516	0.1929	9.55E-09	0.9202	0.3590	0.1787	Potencial mesatarë
13.3-14.0	13.65	Argjilë	1.155	27.580	123.165	0.2156	0.2172	—	—	—	—	Nuk Lëngëzon
14.0-14.50	14.25	Pluhur ranorë dhe rëra pluhurore	5.062	53.850	50.730	0.1446	0.1764	-2.63E-08	0.9480	0.4360	0.1716	Potencial mesatarë
14.50-14.85	14.65	Argjilë	0.987	30.674	186.940	0.2278	0.2314	—	—	—	—	Nuk Lëngëzon

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimit është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimit është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimit është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.2: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 02 (BH.02)

Pusi 02 (BH.02)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{files}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.21-2.03	1.62	Rëra dhe pluhura ranorë	14.481	72.207	-10.86	0.1874	0.2677	–	–	12.8316	–	Nuk lëngëzon
2.03-3.87	2.95	Rëra dhe pluhura ranorë	7.905	39.391	18.459	0.1541	0.2201	1.20E-08	0.4957	1.5206	0.3100	Potencial mesatarë
3.87-6.46	5.165	Rëra dhe pluhura ranorë	4.778	38.182	32.556	0.1446	0.1589	-5.94E-09	0.952	0.4716	0.1704	Potencial mesatarë
6.46-7.14	6.8	Pluhur ranorë dhe rëra pluhurore	4.008	39.927	3.215	0.1525	0.1713	-3.78E-09	1.051	0.4108	0.1466	Potencial mesatarë
7.14-8.77	7.955	Rëra dhe pluhura ranorë	7.986	72.501	41.204	0.1530	0.1910	9.76E-09	0.794	0.7531	0.2137	Potencial mesatarë
8.77-9.50	9.185	Rëra dhe pluhura ranorë	13.511	126.375	26.328	0.2533	0.3618	7.48E-09	0.776	2.1336	0.2188	Potencial mesatarë
9.50-9.86	9.68	Rëra dhe pluhura ranorë	10.584	95.156	42.242	0.1540	0.2118	2.50E-09	0.751	1.0768	0.2262	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimit është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimit është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimit është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.3: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 03 (BH.03)

Pusi 03 (BH.03)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{fills}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.51-2.76	2.135	Rëra dhe pluhura ranorë	9.733	31.099	9.089	0.1388	0.1984	–	–	5.4016	–	Nuk lëngëzon
2.76-7.17	4.965	Rëra dhe pluhura ranorë	5.594	31.180	21.383	0.1503	0.1955	-2.23E-08	0.7522	0.5550	0.2260	Potencial mesatarë
7.17-7.77	7.47	Rëra dhe pluhura ranorë	10.328	67.673	52.029	0.1590	0.2271	1.30E-08	0.7092	1.1640	0.2391	Potencial mesatarë
7.77-8.35	8.06	Pluhura ranorë dhe rëra lymore	3.116	34.105	45.613	0.1535	0.1849	-9.85E-08	0.9855	0.3818	0.1621	Potencial mesatarë
8.35-9.29	8.82	Rëra dhe pluhura ranorë	8.639	52.536	35.105	0.1509	0.1988	-2.60E-10	0.8176	0.7059	0.2068	Potencial mesatarë
9.29-10.63	9.96	Pluhura ranorë dhe rëra lymore	2.066	13.953	72.233	0.1323	0.1066	-4.20E-08	1.3822	0.2824	0.0835	Potencial i ulët
10.63-11.88	11.255	Rëra dhe pluhura ranorë	6.846	51.879	31.230	0.1358	0.1508	-3.69E-08	1.0297	0.4823	0.1516	Potencial mesatarë
11.88-15.58	13.73	Argjilë dhe pluhura argjilorë	2.106	19.651	156.892	0.1448	0.1650	1.25E-08	0.9901	0.3287	0.1611	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimit është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimit është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimit është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.4: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 05 (BH.05)

Pusi 05 (BH.05)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{filles}	PL	Potenciali i * lëngzimit
1.41-4.0	2.705	Rëra dhe pluhura ranorë	5.474	26.172	17.690	0.1359	0.1926	8.31E-09	0.5896	0.8563	0.2767	Potencial mesatarë
4.0-6.41	4.35	Rëra dhe pluhura ranorë	6.916	42.234	24.084	0.1481	0.1999	-1.52E-09	0.7632	0.8386	0.2227	Potencial mesatarë
4.61-5.44	5.025	Rëra dhe pluhura ranorë	4.244	25.214	38.320	0.1350	0.1405	4.24E-09	1.0776	0.4131	0.1406	Potencial mesatarë
5.44-6.0	5.72	Rëra dhe pluhura ranorë	6.762	42.211	45.191	0.1501	0.1919	-1.26E-08	0.8553	0.6541	0.1954	Potencial mesatarë
6.0-6.68	6.34	Rëra dhe pluhura ranorë	4.375	27.905	48.139	0.1370	0.1429	-2.81E-08	1.1552	0.3856	0.1240	Potencial mesatarë
6.68-8.10	7.39	Rëra dhe pluhura ranorë	7.346	44.873	42.359	0.1532	0.1965	2.83E-09	0.8276	0.6189	0.2040	Potencial mesatarë
8.10-8.84	8.47	Argjila dhe pluhura argjilorë	1.130	10.638	108.383	0.1582	0.1874	5.06E-09	0.9916	0.3002	0.1607	Potencial mesatarë
8.84-9.83	9.335	Rëra dhe pluhura ranorë	6.449	34.932	58.675	0.1478	0.1835	4.94E-09	1.0144	0.4552	0.1552	Potencial mesatarë
9.83-11.53	10.68	Rëra dhe pluhura ranorë	10.677	83.832	148.960	0.1528	0.2062	-2.73E-10	0.7392	0.973	0.2299	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngzimiti është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngzimiti është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngzimiti është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.5: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 06 (BH.06)

Pusi 06 (BH.06)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{filles}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.51-1.91	1.71	Rëra dhe pluhura ranorë	13.906	74.921	13.421	0.3191	0.7099	1.78E-01	1.6470	10.8407	0.0490	Nuk lëngëzohet
1.91-2.51	2.21	Rëra dhe pluhura ranorë	17.917	89.793	24.757	0.3553	1.4235	6.41E-01	1.6615	20.1957	0.0480	Nuk lëngëzohet
2.51-2.76	2.635	Rëra dhe pluhura ranorë	14.312	50.168	5.994	0.3596	0.7919	1.95E-01	1.7846	10.4768	0.0372	Nuk lëngëzohet
2.76-4.30	3.53	Rëra dhe pluhura ranorë	9.640	50.219	16.861	0.166	0.237	1.39E-07	0.550	1.9665	0.291	Potencial mesatarë
4.30-5.36	4.83	Rëra dhe pluhura ranorë	5.931	45.576	30.293	0.1357	0.1618	-5.86E-08	0.9022	0.6248	0.1835	Potencial mesatarë
5.36-6.20	5.78	Rëra dhe pluhura ranorë	8.070	68.685	38.401	0.1464	0.1929	-2.19E-11	0.7508	0.9176	0.2264	Potencial mesatarë
6.20-7.62	6.91	Rëra dhe pluhura ranorë	6.250	49.310	38.802	0.1381	0.1569	4.44E-11	0.9384	0.5479	0.1740	Potencial mesatarë
7.62-9.52	8.57	Rëra dhe pluhura ranorë	9.887	89.932	47.726	0.1497	0.2037	-5.17E-09	0.7104	1.0305	0.2387	Potencial mesatarë
9.52-10.98	10.25	Pluhura ranorë dhe ranora pluhurore	3.270	32.740	113.110	0.1496	0.1888	-7.79E-08	0.9458	0.370	0.1721	Potencial mesatarë
10.98-11.96	11.47	Argjilë dhe pluhura argjilorë	1.692	16.650	445.595	0.1566	0.2093	3.90E-09	0.1850	0.3705	0.1850	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimit është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimit është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimit është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.6: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 07 (BH.07)

Pusi 07 (BH.07)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{filles}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.7-2.2	1.95	Rëra dhe pluhura ranorë	4.956	21.114	1.589	0.1072	0.1531	2.18E-09	0.6896	1.0342	0.2452	Potencial mesatarë
2.2-3.53	2.865	Rëra dhe pluhura ranorë	11.174	46.373	11.331	0.2061	0.2945	–	–	4.1930	–	Nuk lëngëzon
3.53-4.77	4.15	Rëra dhe pluhura ranorë	8.630	60.115	14.279	0.1426	0.2036	-5.04E-08	0.6587	1.3192	0.2550	Potencial mesatarë
4.77-5.78	5.275	Pluhura ranorë dhe rëra lymore	3.613	25.586	30.559	0.1224	0.1233	-4.40E-08	1.2182	0.3915	0.1116	Potencial mesatarë
5.78-6.59	6.185	Rëra dhe pluhura ranorë	8.849	57.042	35.607	0.1492	0.2077	2.93E-12	0.7280	0.9780	0.2333	Potencial mesatarë
6.59-8.25	7.42	Rëra dhe pluhura ranorë	12.852	136.997	45.358	0.1987	0.2839	-1.17E-07	0.6189	2.6462	0.2680	Potencial mesatarë
8.25-8.63	8.44	Rëra dhe pluhura ranorë	6.609	62.268	27.333	0.1311	0.1380	-3.80E-09	0.1653	0.5858	0.1653	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimi është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimi është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimi është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.7: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për pusin e shpimit 08 (BH.08)

Pusi 08 (BH.08)	Thellësia (m)	Klasifikimi i llojit të dheut	q_c (Mpa)	f_s (kPa)	U_2 (kPa)	CSR	CRR	$g(x)$	β	FS_{files}	PL	Potenciali i * lëngëzimit
1.3-6.96	3.84	Rëra dhe pluhura ranorë	9.110	35.269	16.584	0.1666	0.2380	2.71E-08	0.4714	1.9094	0.3187	Potencial mesatarë
6.96-7.79	7.465	Rëra dhe pluhura ranorë	12.236	79.287	16.528	0.2297	0.3282	1.40E-07	0.7274	1.7342	0.2335	Potencial mesatarë
7.79-10.66	9.315	Pluhura ranorë dhe rëra lymore	5.416	57.687	224.083	0.1655	0.2342	7.48E-12	0.6969	0.5060	0.2429	Potencial mesatarë
10.66-12.78	11.72	Pluhura ranorë dhe rëra lymore	2.539	43.551	608.079	0.1620	0.2314	-2.02E-08	0.6367	0.7290	0.2622	Potencial mesatarë

Potenciali i lëngëzimit*, është vlerësuar sipas Juang (2002): >0.58 , Potenciali i lëngëzimit është i lartë; $0.1-0.5$, Potenciali i lëngëzimit është mesatarë; $0.05-0.10$, Potenciali i lëngëzimit është i ulët; <0.05 , shumë i ulët.

Tabela 5.8: Intervalet ku ndodh lëngëzimi për BH.01 – BH.05, sipas metodës deterministike dhe probabilitare bazuar në analizësh e besueshmërisë

		METODA			
		DETERMINISTIKE			PROBABILITARE
	Intervali	<i>Robertson dhe Wride (2010)</i>	<i>Idriss dhe Boulanger (2008)</i>	<i>Juang (2012)</i>	<i>Juang (2012)</i>
BH.01	I	3.4-7.9	3.2-10.0	3.55-7.9	1.1-9.95
	II	8.5-8.9	12.0-13.3	4.5-8.9	11.17-13.33
	III	9.6-10		9.63-10.0	14.0-14.5
	IV	11.5-13.3		14-14.5	
	V	14.0-14.5			
BH.02	I	3.8-8.3	3.6-8.8	2.74-2.9	2.03-9.86
	II		9.5-9.8	3.8-8.6	
BH.03	I	2.9-3.0	2.9-10	3-3.6	2.76-9.3
	II	3.5-7.2	11.5-12.8	4.0-13.2	10.63-13.7
	III	7.7-13.2			
BH.05	I	3.2-8.2	2.5-2.8	3.2-8.4	1.41-11.53
	II	8.8-9.5	3.2-8.4	8.8-10.5	
	III	10.4-11.0	8.8-9.8		

Tabela 5.9: Intervallet ku ndodh lëngëzimi për BH.06 – BH.08, sipas metodës deterministike dhe probabilitare bazuar në analizësh e besueshmërisë

		METODA			
		DETERMINISTIKE			PROBABILITARE
	Intervali	<i>Robertson dhe Wride (2010)</i>	<i>Idriss dhe Boulanger (2008)</i>	<i>Juang (2012)</i>	<i>Juang (2012)</i>
BH.06	I	4.7-5.0	4.32-5.0	4.9-7.62	2.76-11.96
	II	5.2-7.5	5.4-9.61	8.7-9.6	
	III	8.5-9.6		10.3-11	
	IV	10.3-11.0			
	V	11.5-12			
BH.07	I	1.7-2.0	1.7-2.0	1.8-2.0	3.53-8.63
	II	4.8-5.8	4.7-6.6	4.8-6.5	
	III	8.2-8.6	8.2-8.6	8.3-8.6	
BH.08	I	4.9-5.2	4.9-6	5.0-6.7	1.3-12.78
	II	6.3-6.6	6.3-7.0	8.5-9.2	
	III	8.5-12.8	8.5-9.2	11.5-12.78	
	IV		10.1-12.78		

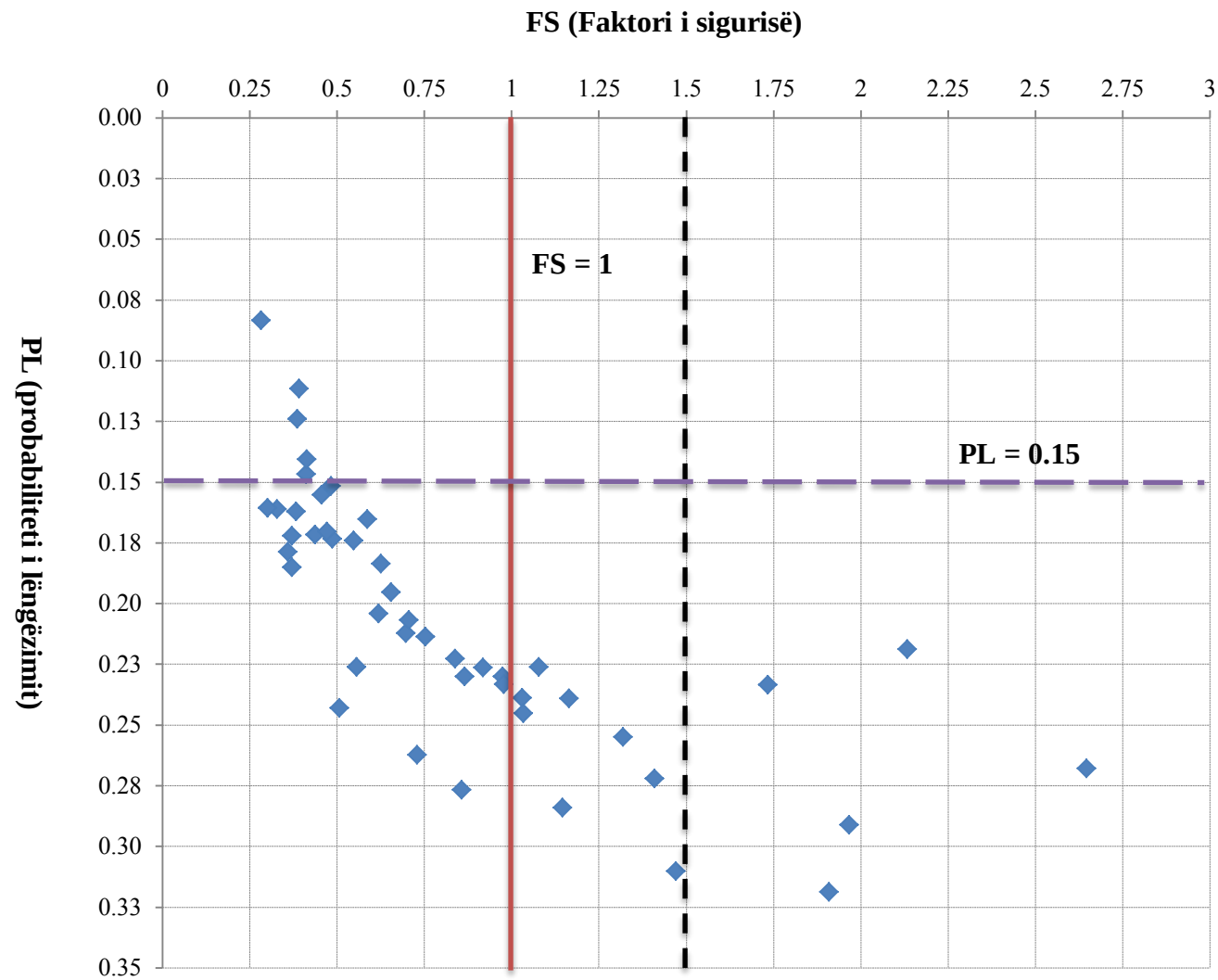


Figura 5.9: Varësia e faktorit të sigorisë, FS kundrejt probabilitetit të lëngëzimit, PL për të shtatë CPT- të e realizuara

6. KONKLUZIONE

Në këtë punim është trajtuar vlerësimi i potencialit të lëngëzimit me metodën deterministike dhe atë probabilitare bazuar tek analiza e besueshmërisë në zonën e Golemit, që përfshihet në Prefekturën e Tiranës, Shqipëri. Për këtë studim janë realizuar 8 CPTu përgjat vijës bregdetare siç është treguar dhe në Figurën 5.0. Ky punim është realizuar në dy pjesë, në pjesën teorike dhe atë aplikative. Në pjesën teorike është shpjeguar se çfarë është lëngëzimi, si mund të përcaktohet ai në laborator apo bazuar tek të dhënat In-situ që është dhe pjesa teorike ku bazohet ky punim. Është shpjeguar rruga e ndjekur për vlerësimin e faktorit të sigurisë ndaj lëngëzimit sipas disa autorëve të ndryshëm si dhe vlerësimi i potencialit të lëngëzimit bazuar tek analiza e besueshmërisë sipas metodës së propozuar nga Juang, 2006. Në pjesën aplikativ janë kryer vlerësimet e faktorit të sigurisë sipas tre autorëve të ndryshëm përkatësisht Robertson dhe Wride, 2010; Juang, 2012; Idriss dhe Boulanger, 2008. Si procedure në vetvete kjo llogaritje krahason koeficientin e rezistencës ciklike (CRR) në një thellësi të dhënë me koeficientin e sforcimeve ciklike (CSR) të induktuar nga tërmeti në këtë thellësi për një tërmet të caktuar. Gjithashtu janë bërë të gjitha llogaritjet e nevojshme për vlerësimin e potencialit të lëngëzimit sipas Juangut, 2006 duke përdorur analizën FORM, ku potenciali i lëngëzimit është vlerësuar në funksion të indeksit të besueshmërisë i vlerësuar ky i fundit sipas Hasofer-Lind. Në këtë vlerësim në secili prej puseve të shpimit është bërë një llogaritje e veçantë. Pasi janë identifikuar shtresa e dheut që takohen gjatë shpimeve, bëhen llogaritjet e nevojshme për vlerësimin në mënyrë probablitiare bazuar në analizën e besueshmërisë. Nga vlerësimet dhe diskutimet e bëra në këtë punim në lidhje me rastin studimorë, kanë rezultuar këto konkluzione:

1. Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në funksion të faktori të sigurisë, (FS) është bërë sipas tre autorëve të ndryshëm: sipas metodës së propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010; Juang, 2012; Idriss dhe Boulanger, 2008. Nga rezultatet e llogaritjes ka rezultuar këto interval lëngëzimi sipas të tre autorëve: Për **CPT.01** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 3.4m – 7.9m; 8.5m – 8.9m; 9.6m -10m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 3.2m – 10m dhe 12m – 13.3m. Sipas Juang, 2012 kemi: 4.5m – 7.9m; 9.63m – 10m; 14m – 14.5m. *Pra si inervale mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë këto interval: 3.4 m – 8 m me trashësi 4.6m, 9.6 m- 10m me trashësi 0.4m.*
Për **CPT.02** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 3.8m – 8.3m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 3.6m – 8.8m; 9.5m – 9.8m. Sipas Juang, 2012 kemi: 2.74m – 2.9m dhe 3.8m – 8.6m. *Pra si inerval mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që është interval: 3m – 9m me trashësi 6m.*
Për **CPT.03** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 2.9m – 3m; 3.5m – 7.2m; 7.7m – 13.2m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 2.9m – 10m; 11.5m – 12.8m. Sipas Juang, 2012 kemi: 3m – 3.6m dhe 4m – 13.2m. *Pra si inerval mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë interval: 4m – 7m me trashësi 3m dhe 7.7m – 13m me trashësi 5.3m.*
Për **CPT.05** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 3.2m – 8.2m; 8.8m – 9.5m; 10.4m – 11m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 2.5m – 2.8; 3.2m – 8.4m; 8.8m – 9.8m. Sipas Juang, 2012 kemi: 3.2m – 8.4m dhe 8.8m – 10.5m. *Pra si inerval mesatare ku ndodh*

lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë interval: 3m – 8m me trashësi 5m dhe 8.8m – 10m me trashësi 1.2m.

Për **CPT.06** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 4.7m – 5m; 5.2m – 7.5m; 8.5m – 9.6m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 4.32m – 5m; 5.4m – 9.61m. Sipas Juang, 2012 kemi: 4.9m – 7.62m dhe 8.7m – 9.6m; 10.3m – 11m. *Pra si interval mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë interval: 5m – 7.6m me trashësi 2.6m, 8.5m -9.6m me trashësi 1.1m.*

Për **CPT.07** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 1.7m – 2m; 4.8m – 5.8m; 8.2m – 8.6m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 1.7m – 2m; 8.2m – 8.6 m. Sipas Juang, 2012 kemi: 1.8m – 2m; 4.6m – 6.6m; 8.2m – 8.6m. *Pra si interval mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë: 1.7m – 2m me trashësi 0.3m; 4.7m – 6.5m me trashësi 1.8m; 8.2m – 8.6m me trashësi 0.4m*

Për **CPT.08** sipas Robertson dhe Wride, 2010, kemi këto interval ku ndodh lëngëzimi: 4.9m – 5.2m; 6.3m – 6.6m; 8.5m – 12.8m. Sipas Idriss dhe Boulanger, 2008 kemi: 4.6m – 7m; 6.3m – 7 m; 8.5m – 9.2m; 10m – 12.78m. Sipas Juang, 2012 kemi: 5m – 6.7m; 8.5m – 9.2m; 11.5m – 12.78m. *Pra si interval mesatare ku ndodh lëngëzimi sipas të tre autorëve mund të themi që janë: 1.8m – 2m me trashësi 0.3m; 5m – 6m me trashësi 1m; 8.5m – 9.2m me trashësi 0.7m dhe 10.0 m – 12.78 m me trashësi 2.78m*

2. Sipas rezultateve të llogaritjes në funksion të FS mund të themi që dherat që kanë potencial për t'u lëngëzuar shtrihen në një thellësi që varion nga 3 m deri 8 m.
3. Vlerësimi sipas metodës probabilitare, pra në funksion të PL është bërë sipas metodës FORM (First-Order Reliability Method) dhe vlerësimi i indeksit të besueshmërisë, β është bërë sipas metodës së Hasofer-Lind.
4. Analiza FORM është bërë për secilën prej nënshtresave të çdo CPT-të përveç rasteve kur jemi mbi nivelin e ujrave nëntokësore dhe kur kemi shtresa të pastra argjilore siç takohen tek CPT.01. Procedura FORM sipas të cilit llogaritet probabiliteti i lëngëzimit në formën e një faqeje Excel është paraqitur për çdo interval të marrë në studim tek Shtojca A, dhe në mënyrë të përmblëdhur rezultatet e çdo CPT-je është paraqitur nga Tabela 5.1 deri tek Tabela 5.7.
5. Sipas rezultateve të metodës probabilitare përgjithësisht kemi potencial mesatar lëngëzimi për shtresat që ndodhen nën nivelin e ujrave nëntokësore.
6. Duke u bazuar tek Juang, 2006 ku për FS=1 i korrespondon një probabiliteti “mesatarë” 15% dhe që konsiderohet si probabilitet i përshtatshëm për projektimin e godinave, nga rezultatet e analizës probabilitare për zonën tonë të studimit shikojmë që përgjithësisht ky probabilitet është më i madh se 15 %. Kështu rezultatet për secilin prej puseve të shpimit janë:

Për **CPT.01** probabiliteti i lëngëzimit është kryesisht mesatarë për dherat që takohen nën nivelin e ujrave nëntokësore, përkatësisht në intervalet 1.1m - 9.95m; 11.77m – 13.33m dhe 14m – 14.5m. Probabiliteti lëviz në kufinj të 17% - 31%. Vlerën maksimale 31% e takojmë në intervalin me thellësi 2m – 3.6m.

Për **CPT.02** probabiliteti i lëngëzimit është mesatarë për dherat që takohen nën nivelin e ujrave nëntokësore, përkatësisht në intervalet 2.03m - 9.86m. Probabiliteti lëviz në kufinj të 17% - 31%. Vlerën maksimale 17% - 31% me vlerë maksimale prej 31% në intervalim me thellësi 2.03 m – 3.87 m.

Për **CPT.03** probabiliteti i lëngëzimit lëviz nga mos lëngëzimi në potencial të ilët dhe atë mesatarë. Kemi potencial të ulët në intervalin me thellësi 9.29 m –

10.63 m me një vlerë prej 8% ndodhjeje lëngëzimi. Potencial mesatarë takohet në intervalet 2.76 m – 9.29 m dhe 10.63 m – 15.58 m me vlera që lëvizin në interval 16 % - 23%. Vlerën maksimale e takojmë në intervalin me thellësi 1.71 m – 7.77 m me vlerë të PL = 23.9%.

Për **CPT.05** në ndryshim nga pusët e tjera të shpimit në këtë CPT kemi potencial mesatarë në të gjithë thellësinë e shpimit. Ky potencial lëviz në kufinjtë 12% - 27 % dhe vlerën maksimale e merr në intervalin me thellësi 1.41 m – 4.0 m me vlerë 27.67%.

Për **CPT.06** shtresat e sipërme nuk kanë potencial lëngëzimi i cili merr vlera < 5% dhe këto shtresa shtrihen nga 1.51 m – 2.76 m thellësi. Për thellësi nga 2.76 m – 11.96 m kemi potencial mesatarë të lëngëzimit që merr vlera nga 17 – 29 %. Vlerën maksimale e merr tek intervali me thellësi 2.76 m – 4.30m me vlerë përkatësisht 29%.

Për **CPT.07** kemi shtresa pa potencial lëngëzimi që është ajo që shtrihet në thellësinë 2.2 m – 3.53 m dhe shtresa me potencial mesatarë që janë në intervalet me thellësi përkatësisht 1.7 m – 2.2 m dhe 3.53 m – 8.25 m. Vlera e PL lëviz në kufinjtë 10% -26%. Vlera maksimale takohet në intervalin me thellësi 6.59 m – 8.25 m me vlerë përkatësisht 26.8%.

Për **CPT.08** kemi potencial mesatarë lëngëzimi për të gjitha shtresat që shtrihen poshtë nivelit të ujrave nëntokësore. Ky potencial takohet tek shtresat nga 1.3 m – 12.78 m dhe merr vlera në kufinjtë 20 % - 31.8% me vlerë maksimale prej 31.8% në intervalin me thellësi 1.3 m – 6.96 m.

7. Tek Figura 5.9 është paraqitur varësinë e FS ndaj PL. Një vlerë e faktorit të sigorisë, $FS \leq 1$ i shoqëruar ky me një vlerë korresponduese të probabilitetit të lëngëzimit jep një informacion mjaft të vlefshëm në lidhje me vlerësimin e potencialit të lëngëzimit. Përgjithësisht vlera të ulta të faktorit të sigorisë shoqërohen me vlera të larta të probabilitetit të lëngëzimit. Jo gjithmonë një vlerë e $FS > 1$ tregon që nuk mund të ndodh lëngëzimi. Për vlera të faktorit të sigorisë që lëviz në intervalin 1 deri në 1.5 siç tregohet tek Figura 5.9 probabiliteti i lëngëzimit lëviz në intervalin 0.2 – 0.35 që përbën një potencial mesatarë të ndodhjes së lëngëzimit dhe që duhet të merret në konsideratë gjatë projektimit të veprave të ndryshme.
8. Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në funksion të FS bazuar tek të dhënat historike të tërmetejeve të mëparshëm duhet bërë me kujdes. Vlera e FS së llogaritur mund të jetë e ndryshme në funksion të llojit të metodës së propozuar nga autori ashtu siç pasqyrohet dhe në këtë punim. Prandaj përdorimi i një $FS < 1$ jo gjithmonë na jep rezultate të sakta dhe mund të na çojë në gjykim të gabuar në lidhje me vlerësimin e këtij fenomeni.
9. Përfundimisht mund të themi që pas një vlerësimi të detajuar të këtij fenomeni për zonën tone të studimit ky fenomen mund të ndodh nëse jemi në kushtet e një termeti me magnitudë 6.6 dhe një shpejtimi maksimal 0.273g. Prandaj gjatë projektimit të objekteve të ndryshme të ndërtimit duhet të merret parasysh ky fenomen dhe të merren masa mbrojtëse ndaj tij.

7. REFERIME

- Andrus R.D., Stokoe K.H. (1997), *Liquefaction resistance based on shear wave velocity*, in "Proceedings of the NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils", Technical Report NCEER-97-0022, 89-128.
- Andrews D.C.A., Martin G.R. (2000), *Criteria for liquefaction of silty soils*, 12th World Conference on Earthquake Engineering (paper 0312), Upper Hutt, New Zealand.
- Ang, A. H.-S. and Tang, W. H. (1975b). *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*, Vol. II: Design, Risk and Reliability. John Wiley and Sons, New York.
- Been, K., Crooks, J.H.A., Becker, D.E., and Jeffries, M.G. (1986). *The cone penetration test in sands; Part I: state parameter interpretation*, Geotechnique, Vol.36, No.2, pp. 239-249.
- Been, K. and Jefferies, M. G., Crooks, J.H.A., and Rothenburg, L. (1987). *The cone penetration test in sands*, Part II: General inference of state, " Geotechnique, Vol.37, No.3, pp. 285-300.
- Boulanger R.W (2002), *Evaluating liquefaction resistance at high overburden stresses*, 3rd U.S. – Japan Workshop on Advanced Research on Earthquake Engineering for Dams, San Diego, California, 1 – 12.
- Boulanger, R. W. and Idriss, I. M., 2004. *State normalization of penetration resistances and the effect of overburden stress on liquefaction resistance*, 3rd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Berkeley, California, 484-491.
- Boulanger, R. W., and Idriss, I. M., 2006. *Liquefaction susceptibility criteria for silts and clays*, J. Geotechnical and Geoenvironmental Eng., ASCE 132(11), 1413–426.
- Bray J.D., Sancio R.B. (2006), *Assessment of the liquefaction susceptibility of the fine-grained soils*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 132, 9, 1165-1177.
- Bruschi. A. *Liquefazione dei terreni e fenomeni associate* 2014, Dario Flaccovio Editore
- Casagrande, G (1936). *Characteristics of cohesionless soils affecting the stability of slopes and earth fills*, Journal of the Boston Society of Civil Engineers, reprinted in Contributions to Soil Mechanics, Boston Society of Civil Engineers, 1940, pp.257-276.
- Castro, G (1975). *Liquefaction and cyclic mobility of sands*, Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 101, No. GT6, pp. 551-569.
- Cetin, K. O., Seed, R. B., Moss, R. E. S., Der Kiureghian, A. K., Tokimatsu, K., Harder, L. F., and Kayen, R. E., 2000. *Field Performance Case Histories for SPT-Based Evaluation of Soil* 214. For more monographs, publications, or videos, visit <http://www.eeri.org> Liquefaction Triggering Hazard, Geotechnical Engineering Research

Report No. UCB/GT-2000/09, Geotechnical Engineering, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley.

Cetin, K.O. and Seed, R.B. (2004). *Non-linear Shear Mass Participation Factor (rd) for Cyclic Shear Stress Ratio Evaluation*, Soil Dyn. And Earthquake Engg. , 24: 130(12) 1314-1340.

Coulter, M. and Migliaccio, L. (1966). *Effects of the earthquake of March 27, 1964 at Valdez, Alaska*. Professional Paper 542-C, U.S Geological Survey, U.S Department of the Interior, Washington , D.C.

Dai, S. H. and Wang, M. O. (1992). *Reliability Analysis in Engineering Applications*. Van Nostrand Reinhold, New York.

Davis, R.O. and Berrill, J.B. (1982). *Energy dissipation and seismic liquefaction in sands*, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol . 10. 1, pp. 59-68.

Dealba, P., Chan, C.K., and Seed, H.B. (1975). *Determination of soil liquefaction characteristics by large-scale laboratory tests*, Report EERC 75-14, Earthquake Engineering Research Center ,University of California Berkeley.

Dobry, R. and Ladd, R.S. (1980). Discussion to, *Soil liquefaction and cyclic mobility evaluation for level ground during earthquakes*, by H.B. Seed and "Liquefaction potential :science versus practice," by R.B. Peck, Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.106, No. GT6, pp. 720-724.

Dobry, R., Ladd, R.S., Yokel , F.Y., Chung , R.M., and Powell, D. (1982). *Prediction of pore water pressure buildup and liquefaction of sands during earthquake by the cyclic strain method*, NBS Building Science Series 138, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland, 150 pp.

Duncan, J. M. (2000). *Factors of safety and reliability in geotechnical engineering*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 126(4), 307–16.

Douglas, B.J., Olsen, R.S., and Martin, G.R. (1981). *Evaluation of the cone penetrometer test for SPT liquefaction assessment*, Proceeding, In situ testing to evaluate liquefaction susceptibility, ASCE, New York.

Finn, W. D. L., Pickering, D.J., and Bransby, P. L., (1971). *Sand liquefaction in triaxial and simple shear tests*, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 97, No. SM4, pp. 639-659.

Idriss I.M., (1990). *Response of soft soil sites during earthquake*, in J.M. Duncan , ed., Proceeding, H. Bolton Seed Memorial Symposium, BiTech Publisher, Vancouver, British Columbia, Vol. 2.

Idriss I.M., Boulanger R.W. (2002), *Estimating K-a for use in evaluating cyclic resistance of sloping ground*, 8-th U. S.-Japan Workshop on Earthquake Resistant Design of Lifeline Facilities and Countermeasures against Liquefaction, Tokyo , 1-20.

Idriss, I. M., and Boulanger, R. W., 2004. *Semi-empirical procedures for evaluating liquefaction potential during earthquakes*, in Proceedings, 11th International

Conference on Soil Dynamics and Earthquake Engineering, and 3rd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, D. Doolin et al., eds., Stallion Press, Vol. 1, pp. 32–56.

Idriss, I. M., and Boulanger, R. W., 2006. *Semi-empirical procedures for evaluating liquefaction potential during earthquakes*, J. Soil Dynamics and Earthquake Eng. 26, 115–30. af 12, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, California.

Idriss, I. M., and Boulanger, R. W., 2008. *Soil liquefaction during earthquake*, EERI Monogr

Ishihara, K. (1984). *Post-earthquake failure of a tailings dam due to liquefaction of a pond deposit*, Proceedings International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering, University of Missouri, St. Louis, Vol .3 pp.1129-1143

Ishihara, K. (1985). *Stability of natural deposits during earthquakes*, Proceedings, 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Vol. 1, pp.321-376

Ishihara, K. (1993). *Liquefaction and flow failure during earthquakes*, Geotechnique, Vol, 43, No.3, pp.351-415

Jefferies, M. G., Rogers, B. T., Gfif, K. M., and Been, K. 1988. *Characterization of sandfills with the cone penetration test*. Penetration testing in the UK, Thomas Telford, London, 199–202.

Juang, C. H., Rosowsky, D. V. and Tang, W. H. (1999). *Reliability-based method for assessing liquefaction potential of soils*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 125(8), 684–9.

Juang C. H., Chen C.J., Jiang T., Andrus R.D. (2000), *Risk-based liquefaction potential evaluation using standard penetration tests*, Canadian Geotechnical Journal, 37 , 1195-1208.

Juang, C. H., Jiang, T. and Andrus, R. D. (2002). *Assessing probability-based methods for liquefaction evaluation*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 128(7), 580–9.

Juang C. H., Yuan H., Lee D.H., Lin P.S. (2003), *Simplified cone penetration test-based method for evaluating liquefaction resistance of soils*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 129, 1, 66-80.

Juang C. H., Fang S.Y., Khor E.H. (2006), *First-Order reliability method for probabilistic liquefaction triggering analysis using CPT*, Jorنال of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 132, 3, 337-350.

Juang C. H., Ku C.S., C.C. Chen (2010), *Simplifield model for evaluating soil liquefaction potential using CPTU*, Proceedings CPT '10.

- Juang C. H. C., Ching J., ect (2012). *Unified CPTu-based probabilistic model for assessing probability ofliquefaction of sand and clay*. Jornal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 62, No. 10, 877–892
- Kramer, S. L (2008) *Geotechnical earthquake Engineering*. Prentice-Hall International Series.
- Law , K.T., Cao,Y.L., and HE, G.N. (1990). *An energy approach for assessing seismic liquefaction potential* , Canadian Geotechnical Journal, Vol .27, No. 3, pp. 320-329.
- Lee, K. L. and Albaisa, A. (1974). *Earthquake induced settlements in saturated sands*. Journal of the soil Mechanics and Foundations Division,ASCE , Vol. 100, No. GT4.
- Lee, D.-H., Ku, C.-S, Yuan, H., 2003. *A study of the liquefaction risk potential at Yuanlin, Taiwan*, Engineering Geology, 71,pp. 97-117
- Liao, S. S. C., Veneziano, D., and Whitman, R. V. 1988. *Regressionmodels for evaluating liquefaction probability*. J. Geotech. Eng., 1144, 389–411.
- Low, B. K. and Tang, W. H. (1997). *Efficient reliability evaluation using spreadsheet*. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 123(7), 749–52. Low, B. K. (2005). Reliability-based design applied to retaining walls. *Géotechnique*, 55(1), 63–75.
- Lunne, T., Robertson, P. K. & Powell, J. J. J. (1997). *Cone penetration testing in geotechnical practice*. London, UK: Blackie Academic and Professional.
- Martin, G.R., Finn, W.D.L., and Seed , H.B. (1975). *Fundamentals of liquefaction under cyclic loading*, Journal of the Geotechnical Engineering Division ASCE ,Vol .101 , No. GT5, pp .423-438.
- Mogami, T., and Kubo, K. (1953). *"The behavior of soil during vibration"*, Proceedings,3rd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Zurich,Vol.1, pp. 152-155.
- Mitchell, J.K. and Tseng , D-J. (1990). *Assessment of liquefaction potential by cone penetration resistance*, in J.M Duncan ed., Proceedings, H. Bolton Seed Memorial Symposium, Berkley, California, Vol. 2, pp. 335-350
- Moss R.E.S. (2003), *CPT –Based probabilistic assessment of seismic soil liquefaction initiation*, University of California, Berkeley, Dr. Ph. Thesis.
- Moss R.E.S., Seed R.B., Kayen R.E., Stewart J.P., Der Kiureghian A., Cetin K.O. (2006), *"CPT- based probabilistic assessment of seismic soil liquefaction initiation"*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 123(8), 1032-1051.
- Pyke ,R., Seed, H.B.,and Chan ,C.K. (1975). *Settlement of sands under multi-directional loading*, Journal of the Geotechnical Engineering Division ASCE ,Vol .101 , No.GT4, pp .379-398.
- Robertson P.K.and Campanella,R,G. (1985). *Liquefaction potential of sands using the CPT*, Journal of the Geotechnical Engineering ASCE ,Vol .111 , No.3, pp .384-403.

Robertson P.K., Wride C.E. (1998), *Evaluating cyclic liquefaction potential using cone penetration test*, Canadian Geotechnical Journal, 35, 442-459.

Robertson P.K., (2004), *Evaluating soil liquefaction and post earthquake deformations using CPT*, Proceedings ISC-2 on Geotechnical and Geophysical Site Characterization, 233-249.

Robertson P.K., (2010), *Evaluating of flow liquefaction and liquefield strength using cone penetration test*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 136,6, 842-853.

Seed H.B., (1983), *Earthquake resistance design of earth dams*, Proceedings Symposium on seismic design of Embankments and Caverns, ASCE, 41-64.

Seed H.B. (1987), *Design problems in soil liquefaction*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 113, 8, 827-845.

Seed H.B., Idriss I. M. (1970), *A simplifield procedure for evaluating soil liquefaction potential*, Report No, EERC 70/9, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley.

Seed H.B., Idriss I. M. (1971), *Simplifield procedure for evaluating soil liquefaction potential*, Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, 92, 105-134.

Seed H.B., Idriss I. M. (1982), *Ground motion and soil liquefaction*, Monograph, Earthquake Engineering Earthquake Research Institute, Oakland, California.

Seed H.B., Booker J. R. (1977), *Stabilization of potentially liquefiable sand deposit using gravel drains*, Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 103 (7), 757-768.

Seed H.B., Tokimatsu K., Harder L. F., Chung R. (1985), *The Influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluations*, Earthquake Engineering Research Center, Report No. UCB/EERC-84/15.

Seed H.B., Harder L. F (1990), *SPT-based analysis of cyclic pore pressure generation and undrained residual strength*, Proceedings H.B. Seed Memorial Symposium, University of California, Berkeley, vol .2 J.M. Duncan (ed), 351-376.

Seed H.B., (1976), *Some aspects of sand liquefaction under cyclic loading*, Proceedings, Conference on Behavior of Offshore Structures, Norwegian Institute of Technology, Oslo.

Seed H.B., and De Alba. P. (1986). *Use of SPT and CPT tests for evaluating the liquefaction resistance of soils*, Proceedings, Insitu '86, ASCE.

Seed H.B., and Idriss I. M. (1971), *Simplifield procedure for evaluating soil liquefaction potential*, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 107, No.SM9, pp . 1249-1274.

Seed H.B., and Lee K. L. (1965), *Studies of liquefaction of sands under cyclic loading conditions*, Report TE 65-65, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley.

Seed H.B., and Lee K. L. (1966), Liquefaction of saturated sands during cyclic loading, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, Vol. 92, No. SM6, pp . 105-134.

Seed H.B., Idriss I. M. ,and Arango, I.(1983), *Evaluation of liquefaction potential using field performance data*, *Journal of the Geotechnical Engineering ASCE* ,Vo.109, No.3, pp .458-482.

Seed H.B., Tokimatsu, K., Haerder , L. F. ,and Chung, R.M.(1985), *Influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluation*, *Journal of the Geotechnical Engineering* ,Vol.111, No.12, pp .1425-1445.

Seed H.B. , Peacock W.H. (1971), *Test procedure for measuring soil liquefaction characteristics*, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 156 - 167

Seed, H. B., Lee, K. L., Idriss, I. M., and Makdisi, F., 1975a. *The slides in the San Fernando dams during the earthquake of February 9, 1971*, *J. Geotechnical Eng.*, ASCE 101(7), 651–88. Silver N.L., and Seed H. B. (1971), " *Volume changes in sands during cyclic loading*," *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, Vol. 97, No. SM9, pp . 1171.

Seed, H. B., Idriss, I. M., Makdisi, F., and Banerjee, N., 1975b. *Representation of Irregular Stress Time Histories by Equivalent Uniform Stress Series in Liquefaction Analyses*, Report No. EERC 75-29, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, CA, October

Sonmez H. (2003), *Modification to the potential liquefaction index and liquefaction susceptibility mapping for a liquefaction- prone area (Inegol, Turkey)*, *Environmental Geology*, 44, 7 , 862-871.

Sonmez H., Gokceoglu C. (2005), *A liquefaction severity index suggested for engineering practice*, *Environmental Geology*, 48, 81-91.

Sulstarova E., Kociaj S., Muço B. dhe Peçi V. (2003) – *Katalogo i tërmeteve në Shqipëri nga të dhënat historike dhe instrumentale me magnitudë $M \geq 4.5$* . Instituti Sizmologjik, Tiranë, Shqipëri.

Shyqyri Aliaj, Siasi Koçiu, Betim Muço, Eduard Sulstarova. *Sizmiteti, sizmotektonika dhe vlerësimi i rrezikut sizmik në Shqipëri*. Akademia e Shkencave të Shqipërisë. Tiranë 2010.

Terzaghi K. (1925), *Erdbaumechanik auf Bodenphysikalischer Grundlage*, Vienna.

Wang, W. (1979). *Some findings in soil liquefaction*, Water Conservancy and Hydroelectric Power Scientific Research Institute, Beijing, China

Whitman , R.V. (1971), *Resistance of soil liquefaction and settlement*, Soils and Foundations , Vol. 11, No. 4, pp. 59-68.

Youd T. L. (1972). *Compaction of sands by repeated shear straining*, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 98, No.SM7, pp . 709-725.

Youd T. L. (1984). *Recurrence of liquefaction at the same site*, Proceedings, 8th World Conference on Soil Earthquake Engineering, Vol. 3, pp.231-238.

Youd T. L. (1991). *Mapping of earthquake-induced liquefaction for seismic zonation*, Proceedings, 4th International Conference on Seismic Zonation, Earthquake Engineering Research Institute Stanford University, Vol. 1, pp.111-147.

Youd T. L., Idriss I. M. (1998), Proceedings of the NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, Technical Report NCEER -97-0022.

Youd T. L., Idriss I. M., et al. (2001), *Liquefaction Resistance of Soils*; Summary Report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 10/2001, 817-833.

Youd T.L., Hansen C.M., Bartlett S.F . (2002), *Revised multilinear regression equations for prediction of lateral spread displacement*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002,128, 1007-1017.

Youd T.L., Perkins D.M. (1978), *Mapping of liquefaction induced ground failure potential*, Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 104, 1, 153 - 158

Zhang, L., Tang, W. H., Zhang, L., and Zheng, J. 2004. *Reducing uncertainty of prediction from empirical correlations*. J. Geotech. Geoenviron. Eng., 1305, 526–534.

Zhou, S., 1980. *Evaluation of the liquefaction of sand by static cone penetration test*, in Proceedings, 7th World Conference on Earthquake Engineering, Istanbul, Turkey, Vol. 3, 156–162.

SHTOJCË

SHTOJCA A: Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit sipas metodës deterministike

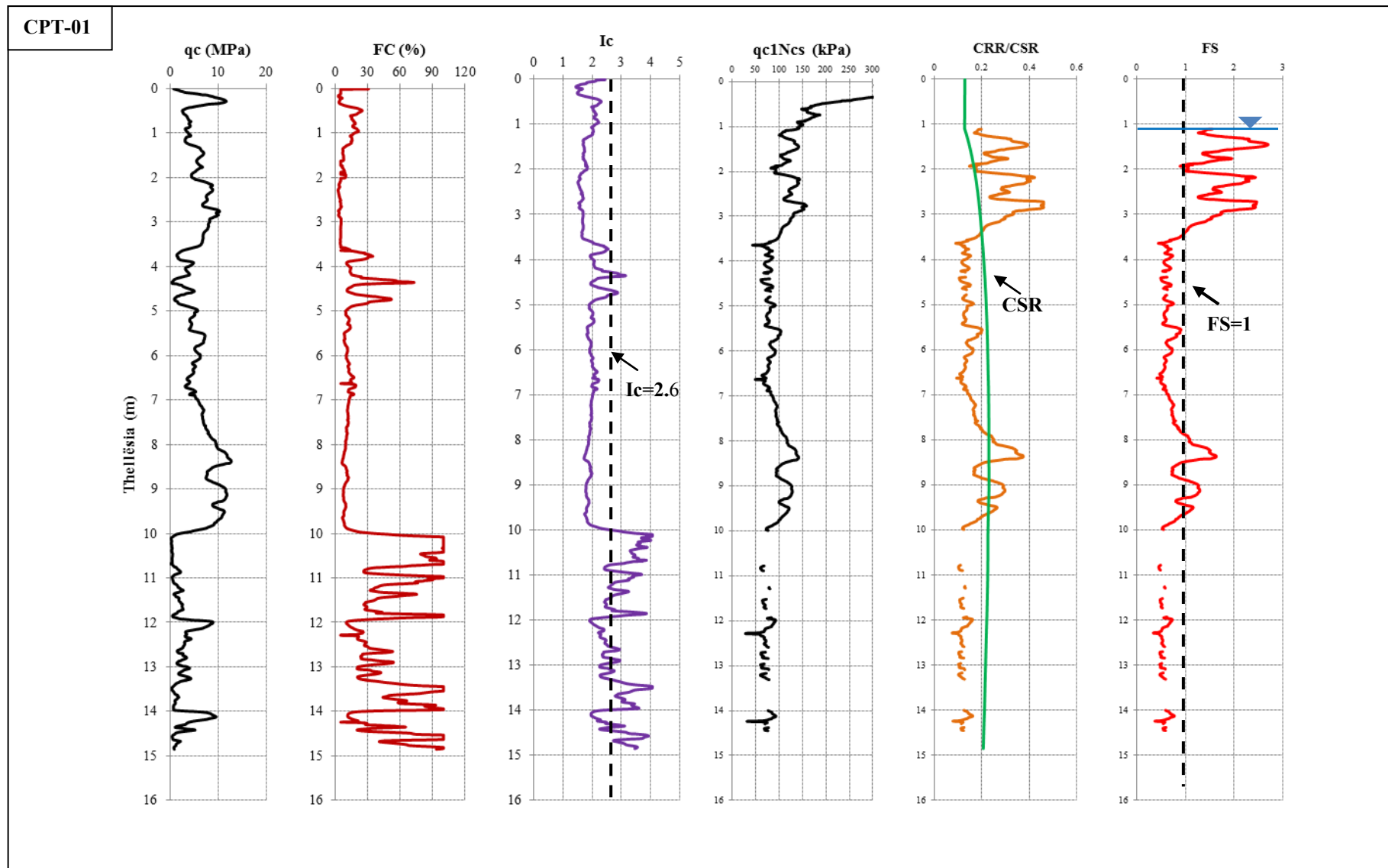


Figura A.1 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-01 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

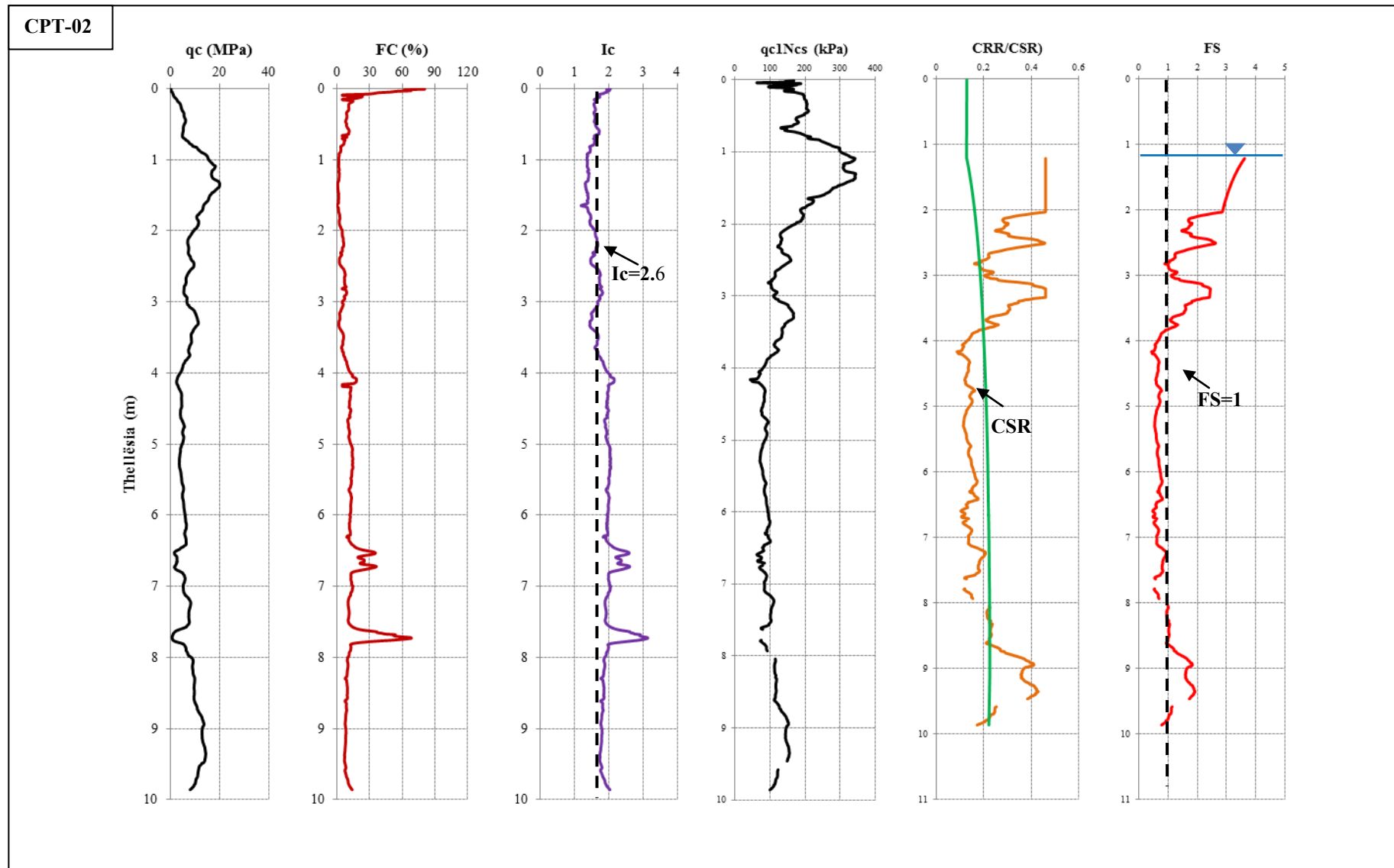


Figura A.2 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-02 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

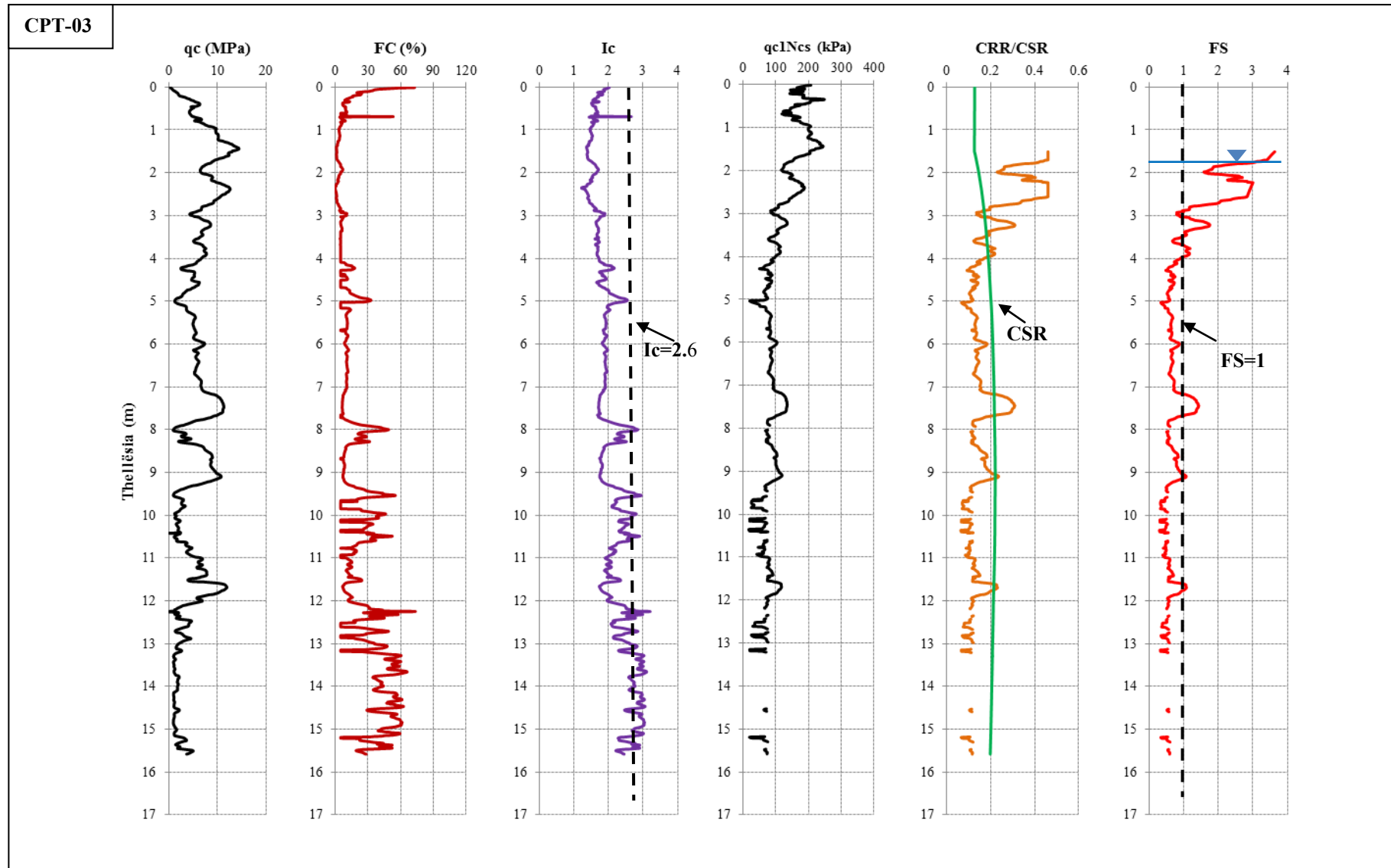


Figura A.3 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-03 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

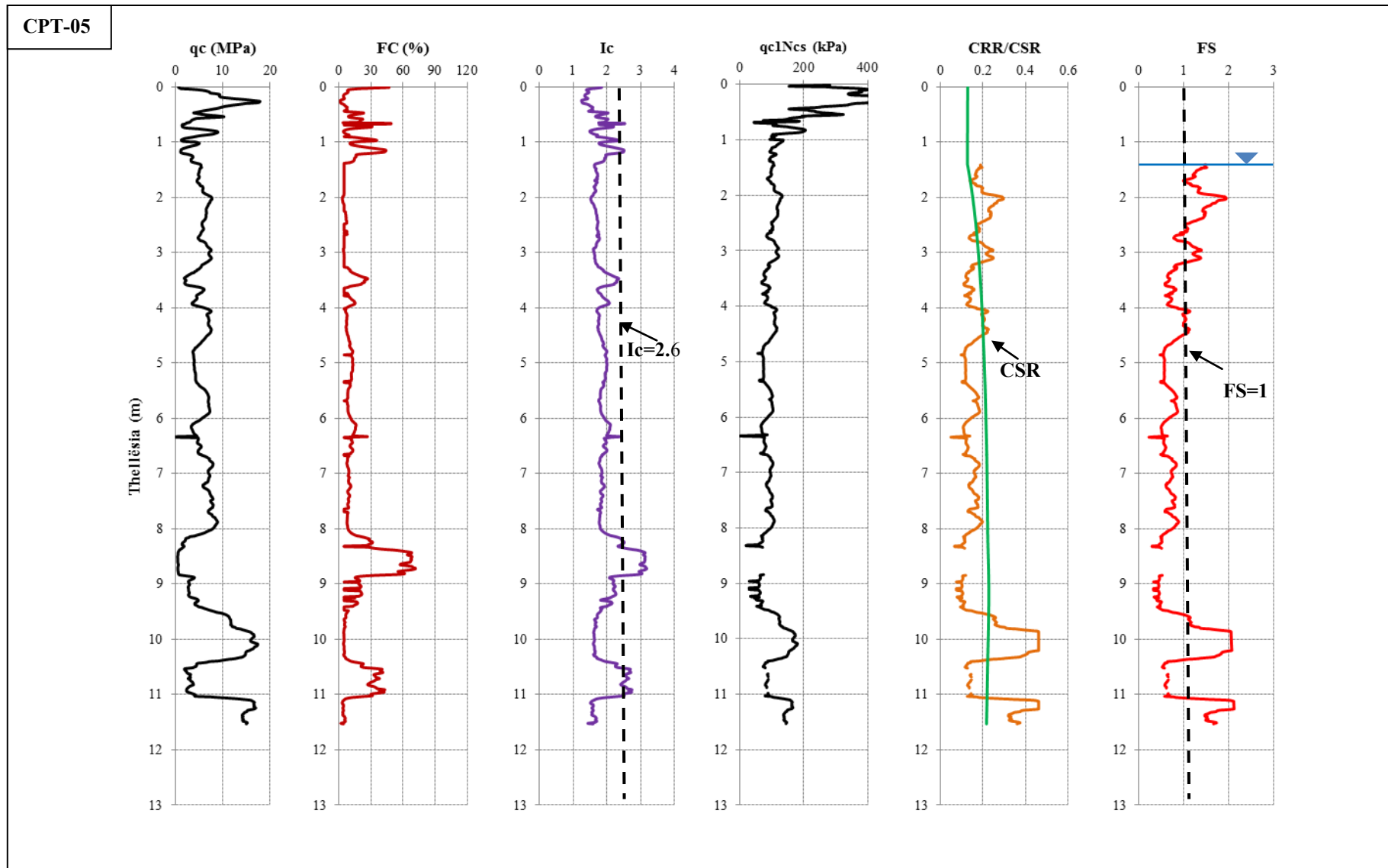


Figura A.4 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-05 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

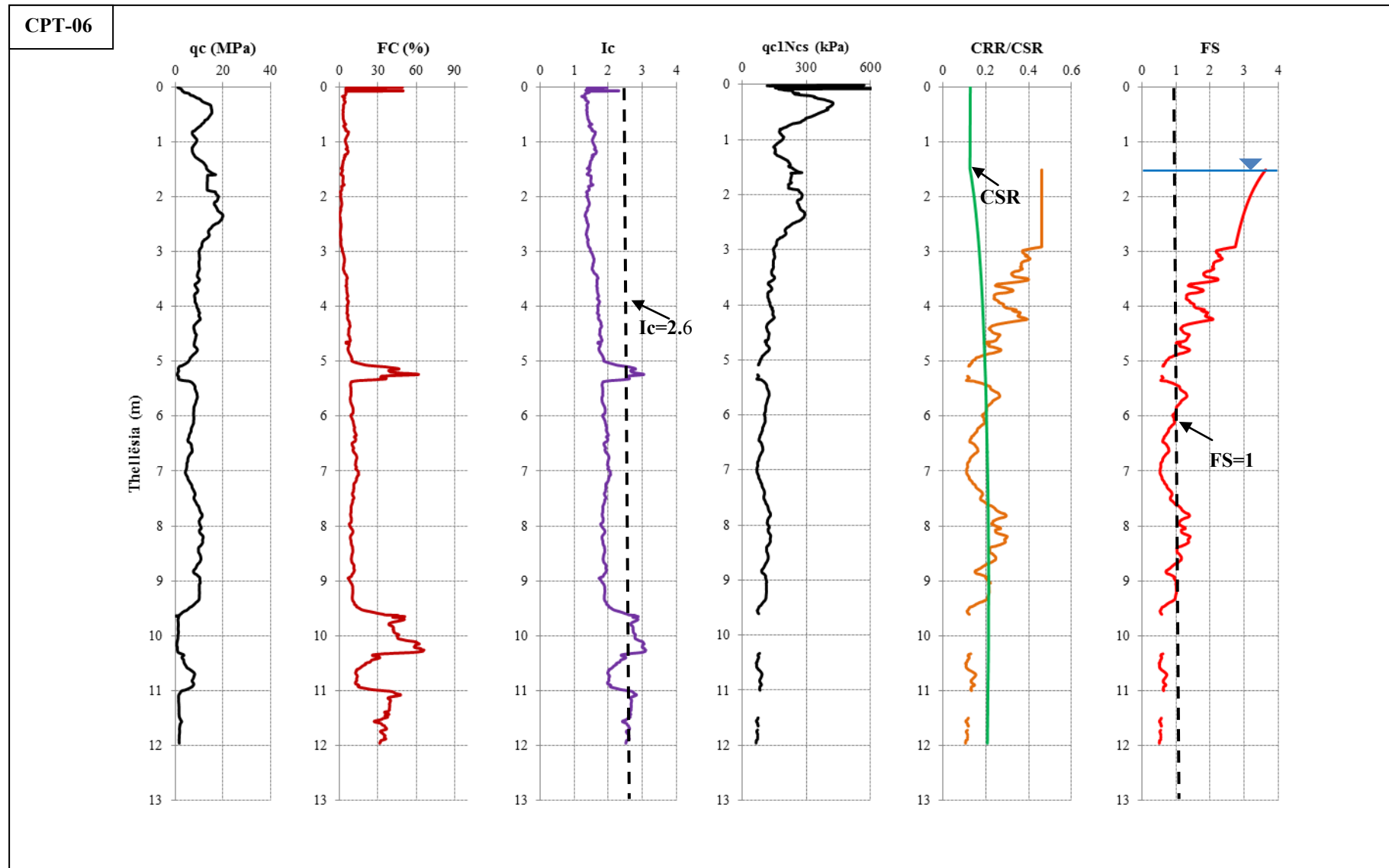


Figura A.5 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-06 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

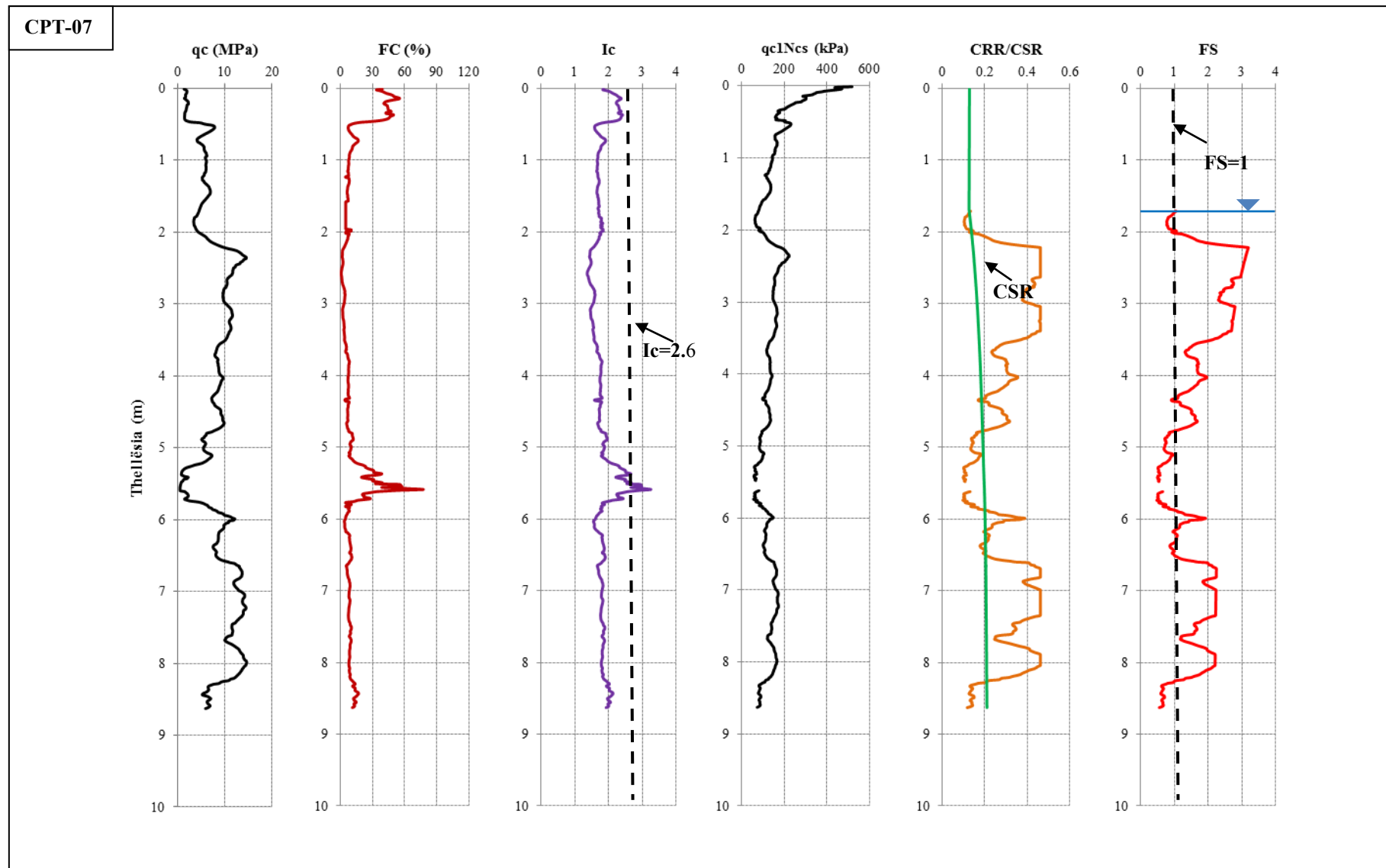


Figura A.6 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-07 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

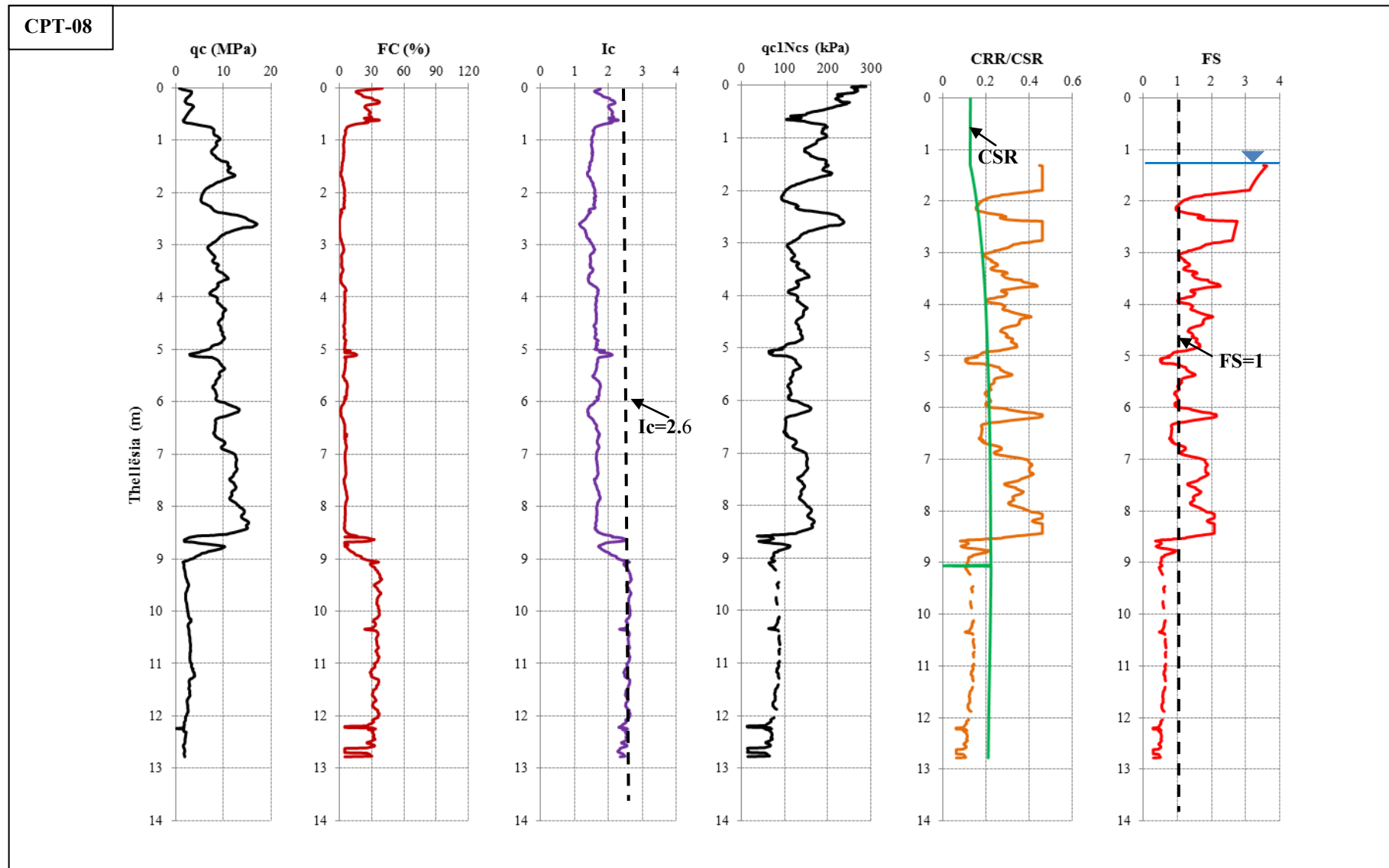


Figura A.7 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-08 me metoden deterministike, të propozuar nga Robertson dhe Wride, 2010

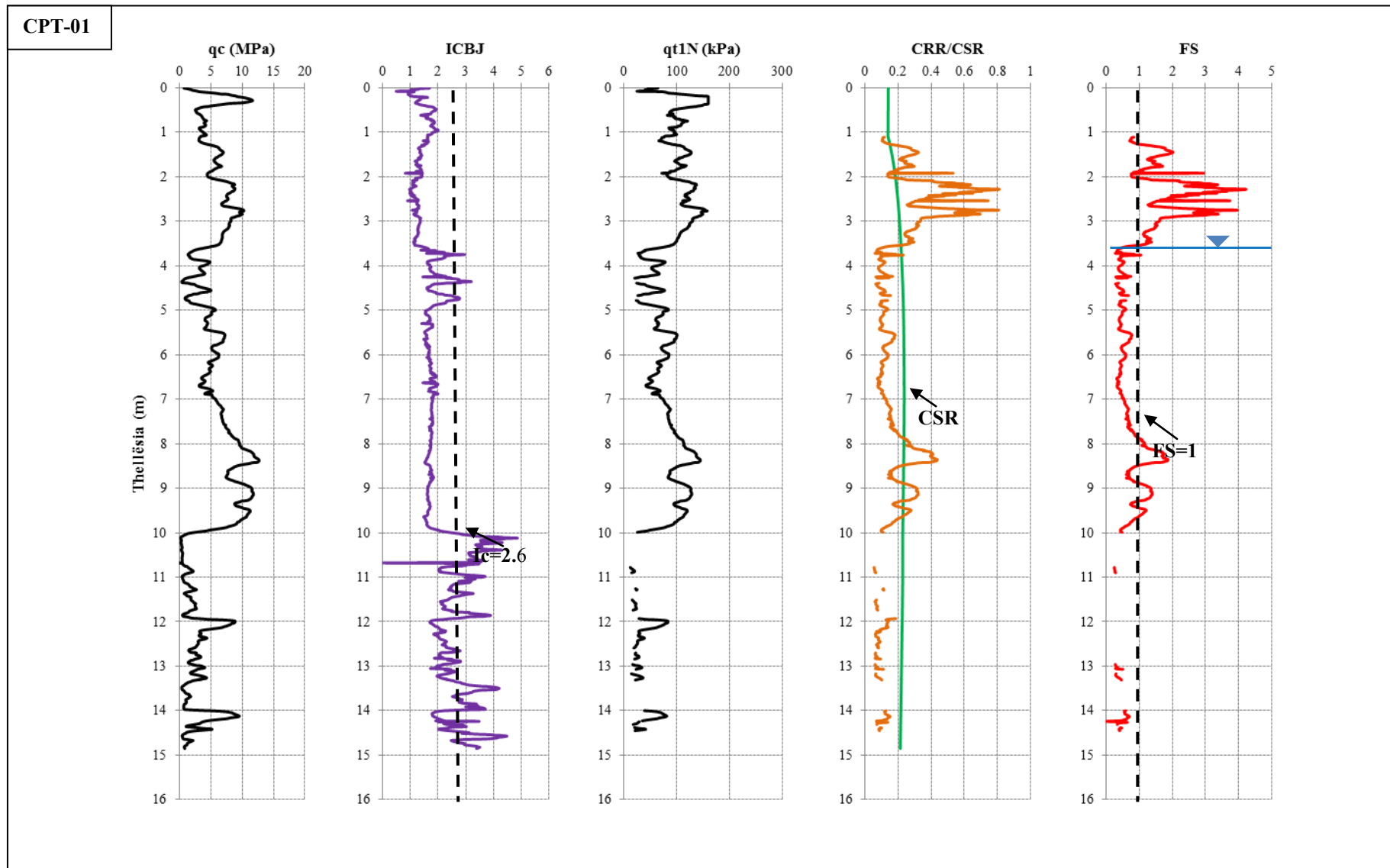


Figura A.8 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-01 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

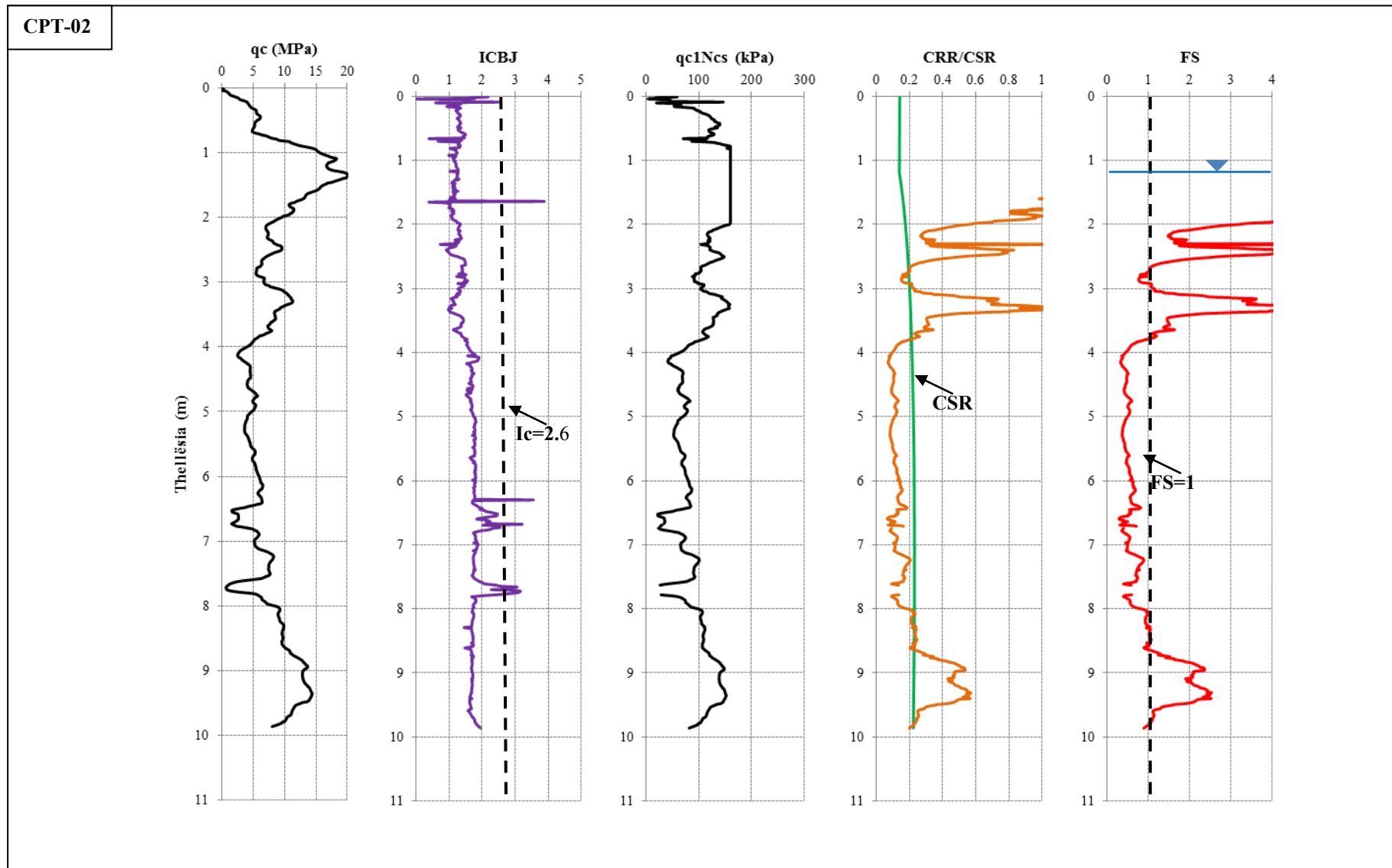


Figura A.9 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-02 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

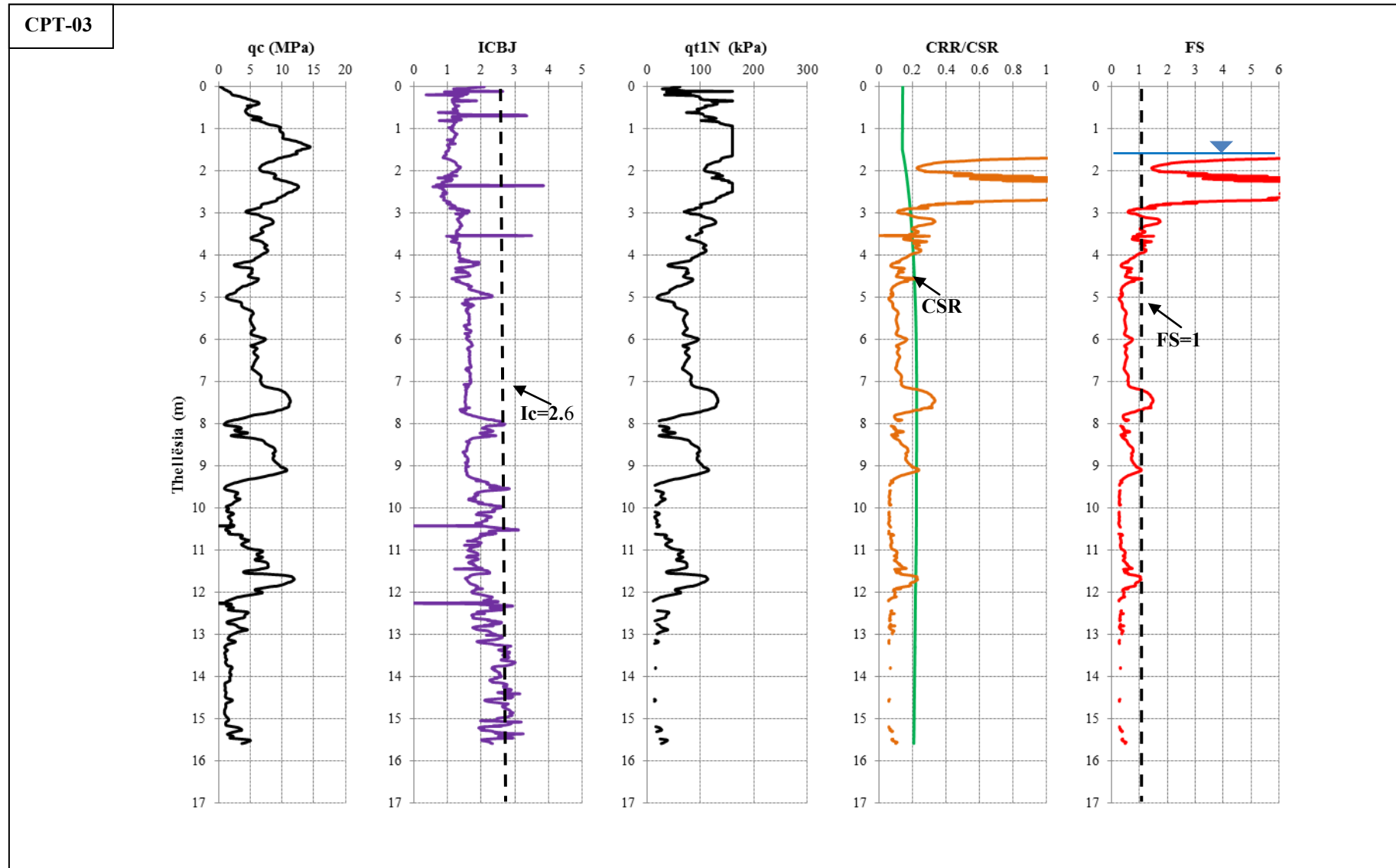


Figura A.10 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-03 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

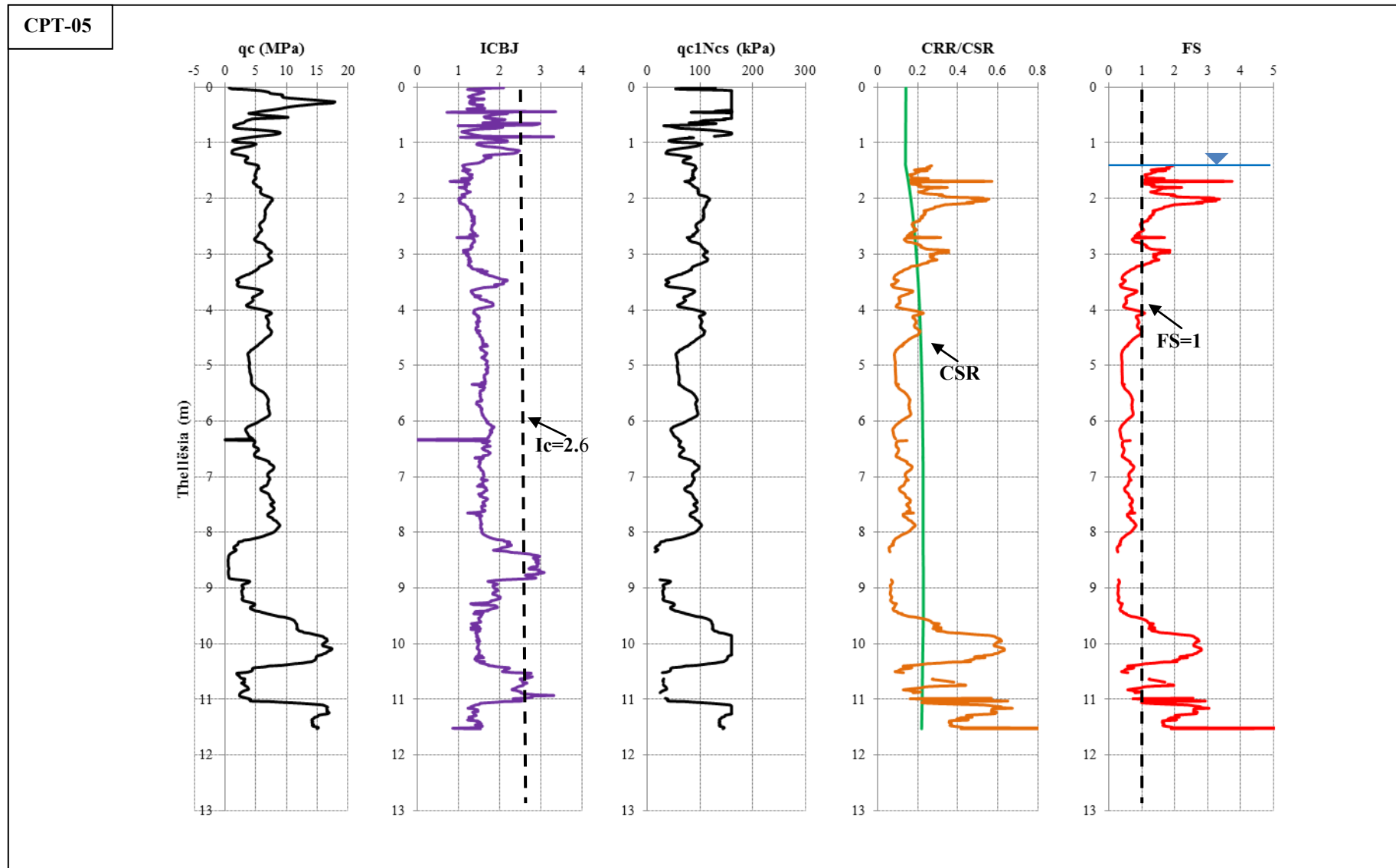


Figura A.11 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-05 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

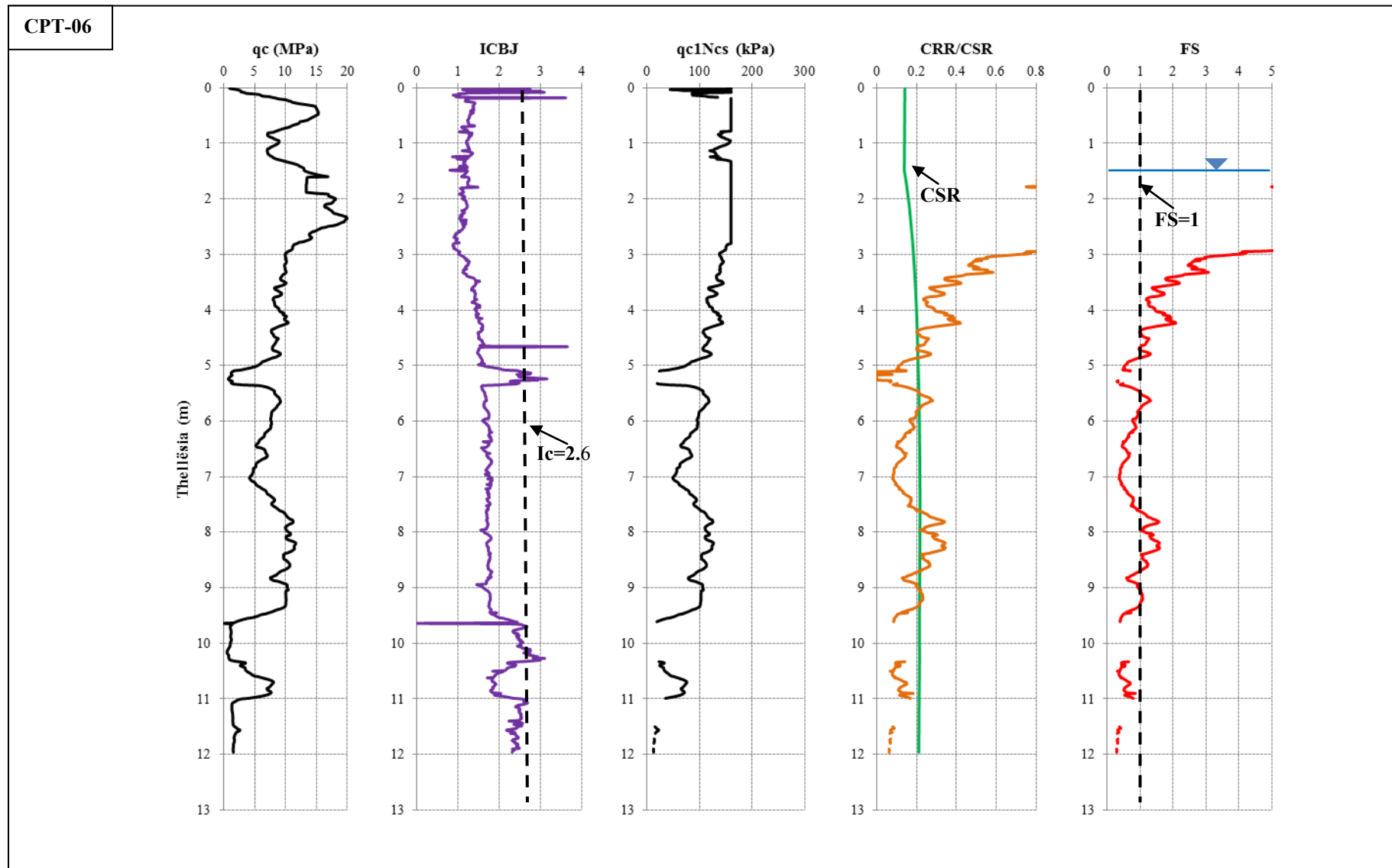


Figura A.12 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-06 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

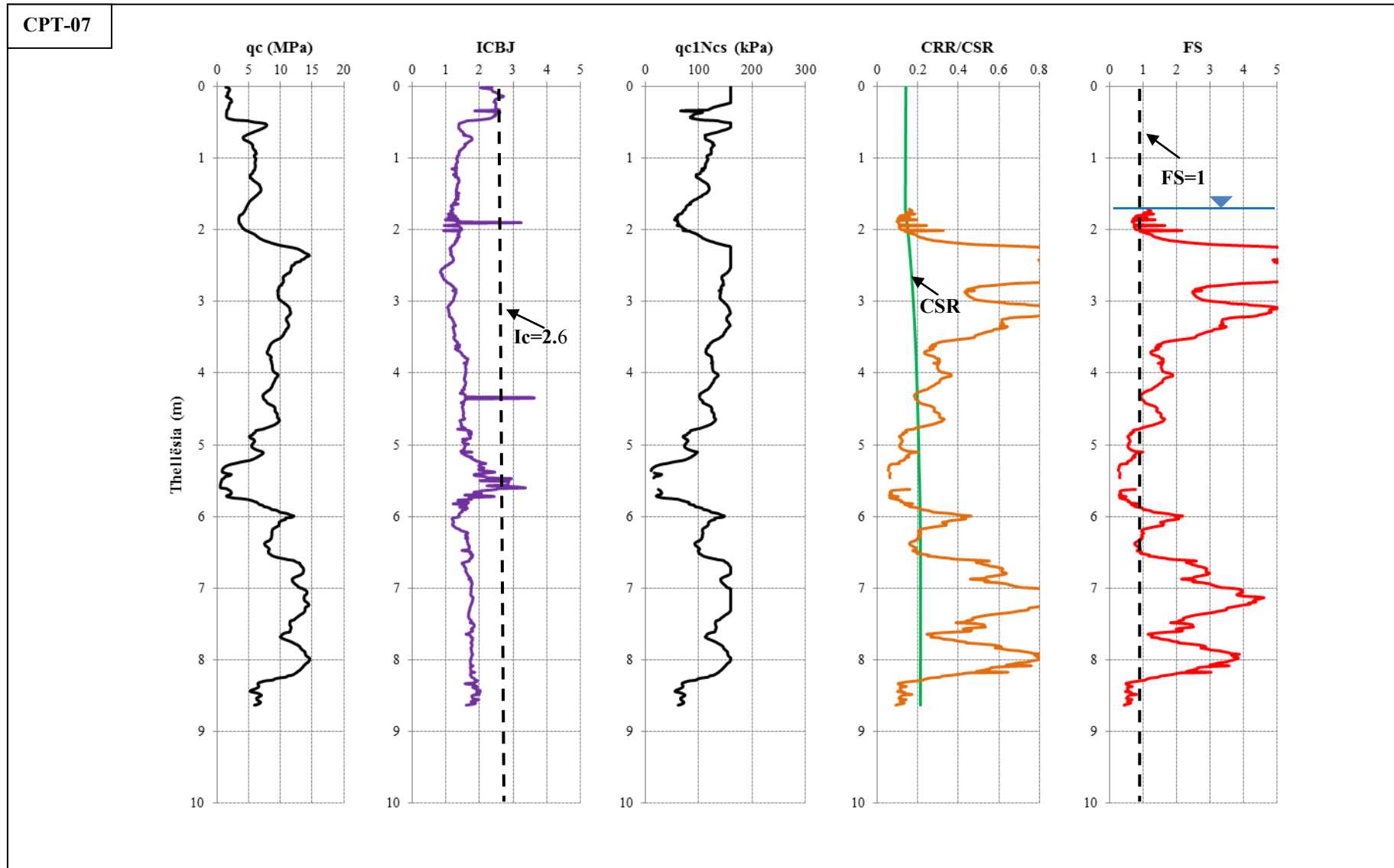


Figura A.13 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-07 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

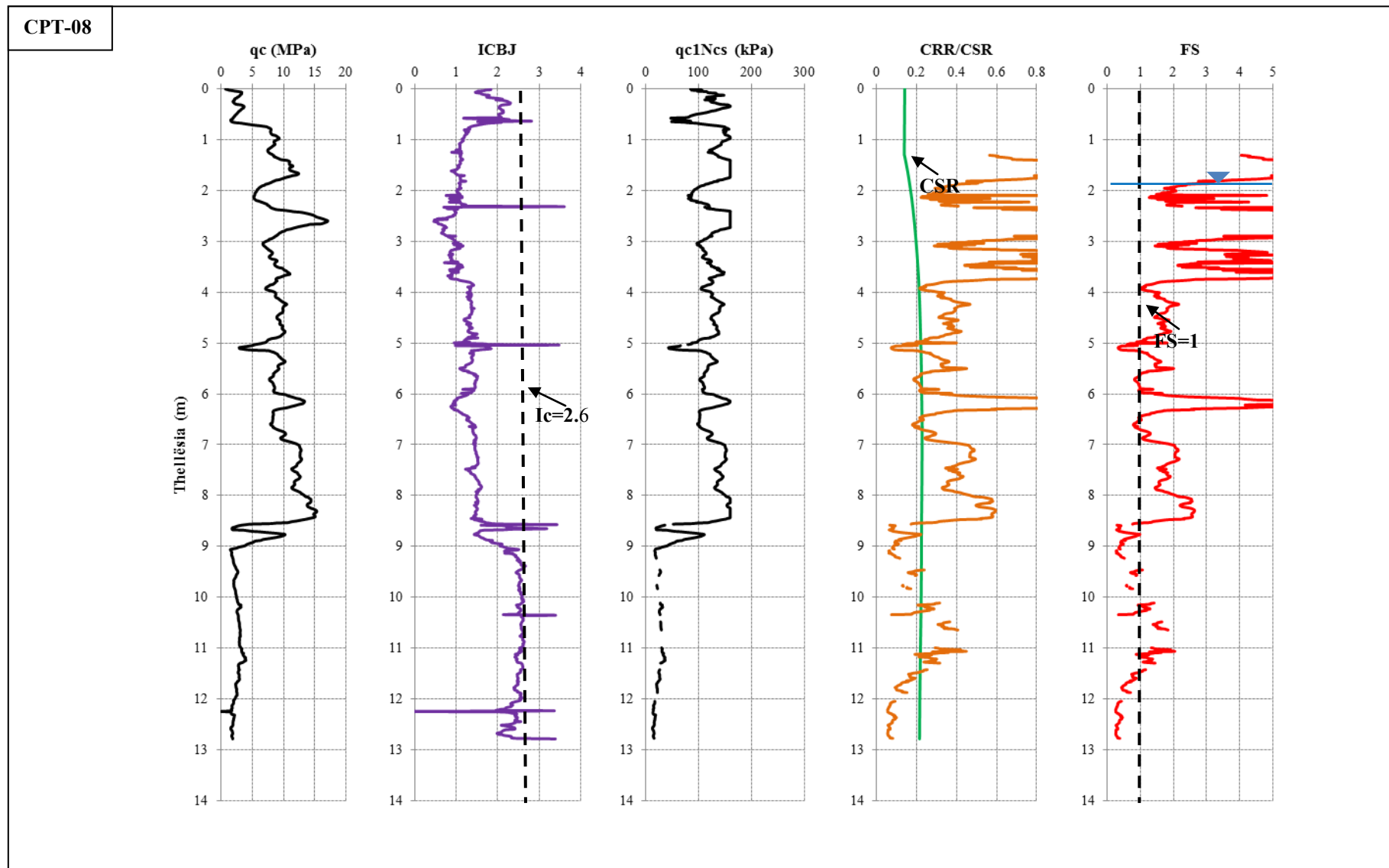


Figura A.14 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-08 me metoden deterministike, të propozuar nga Juang, 2012

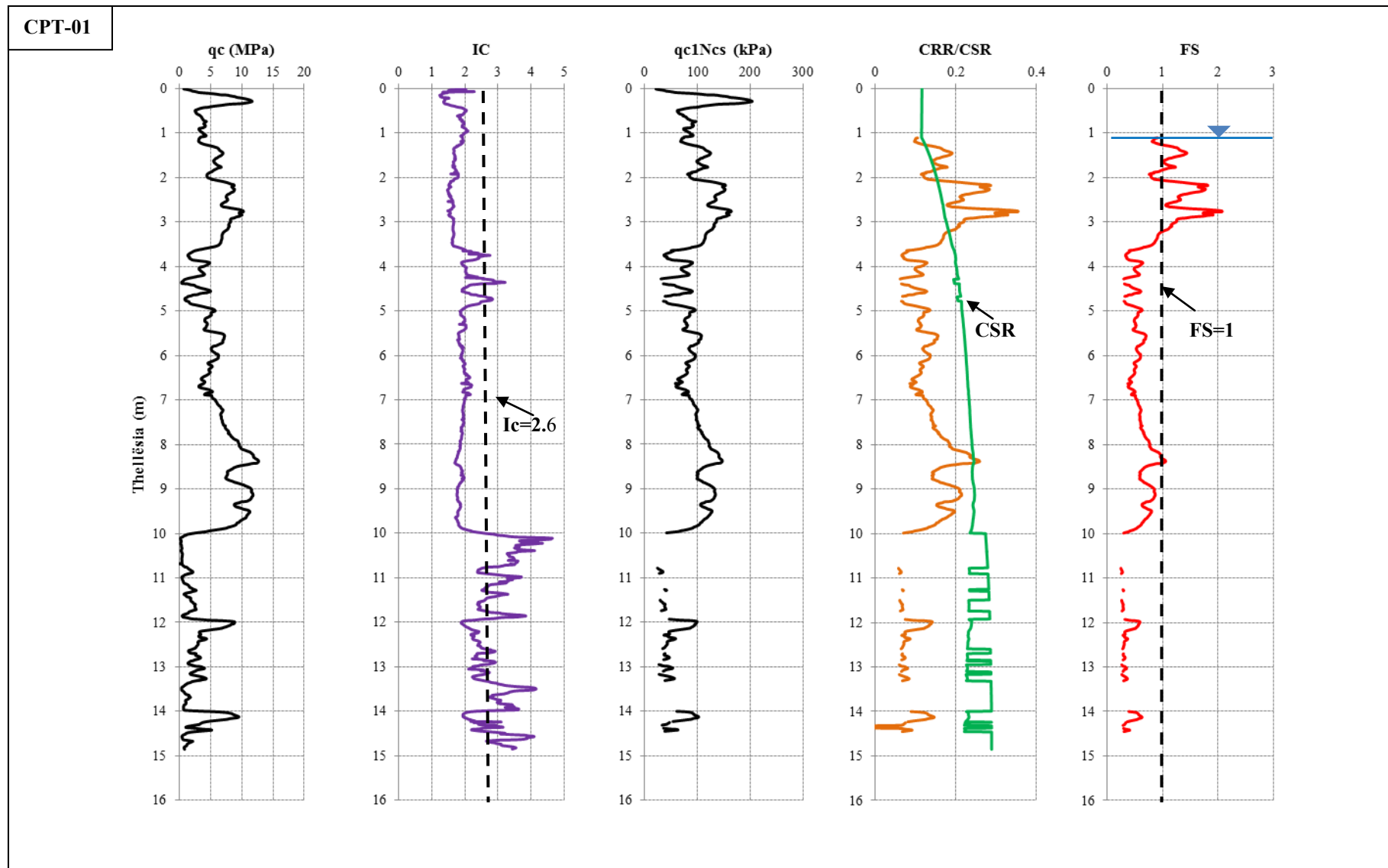


Figura A.15 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-01 me metodën deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

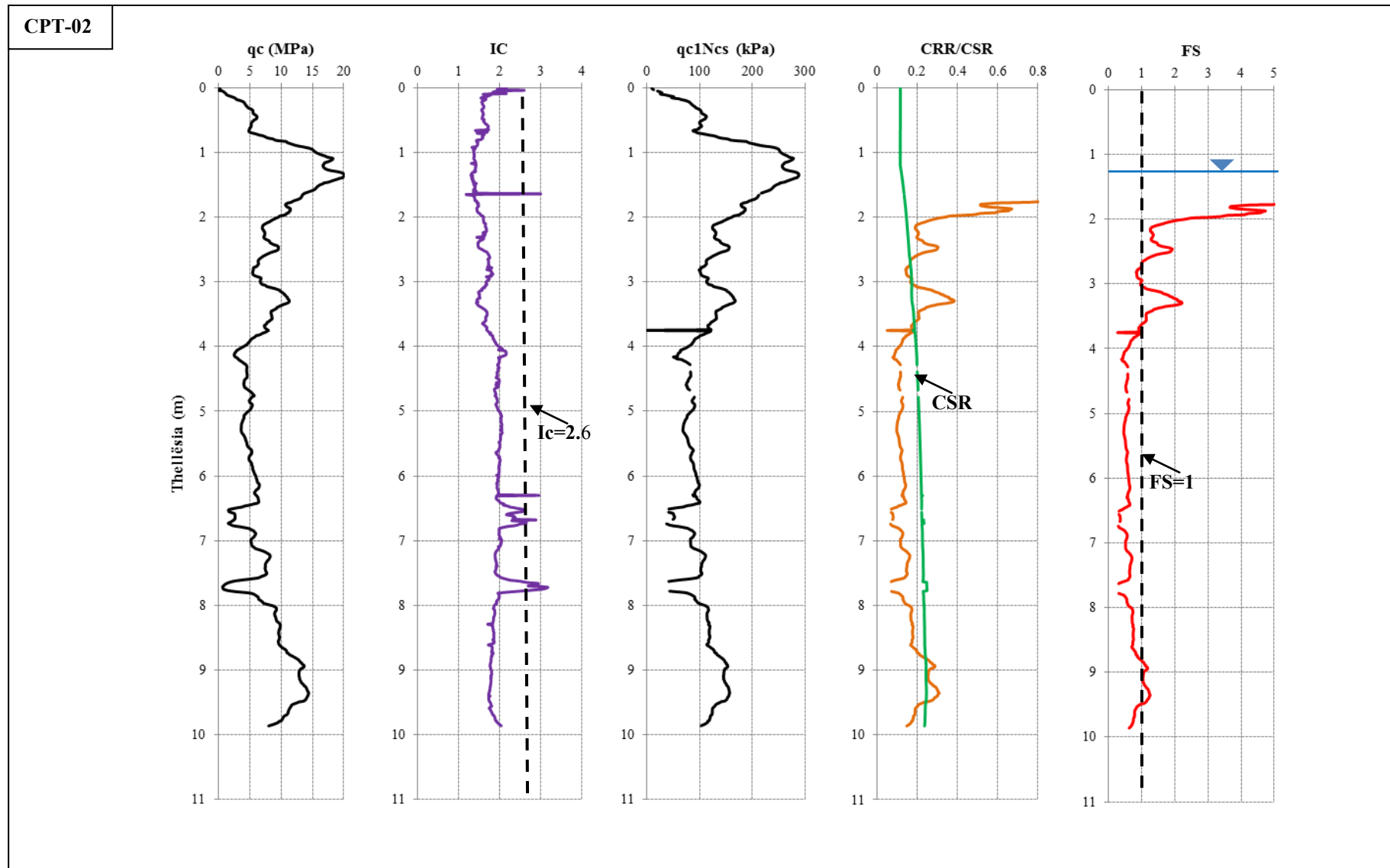


Figura A.16 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-02 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

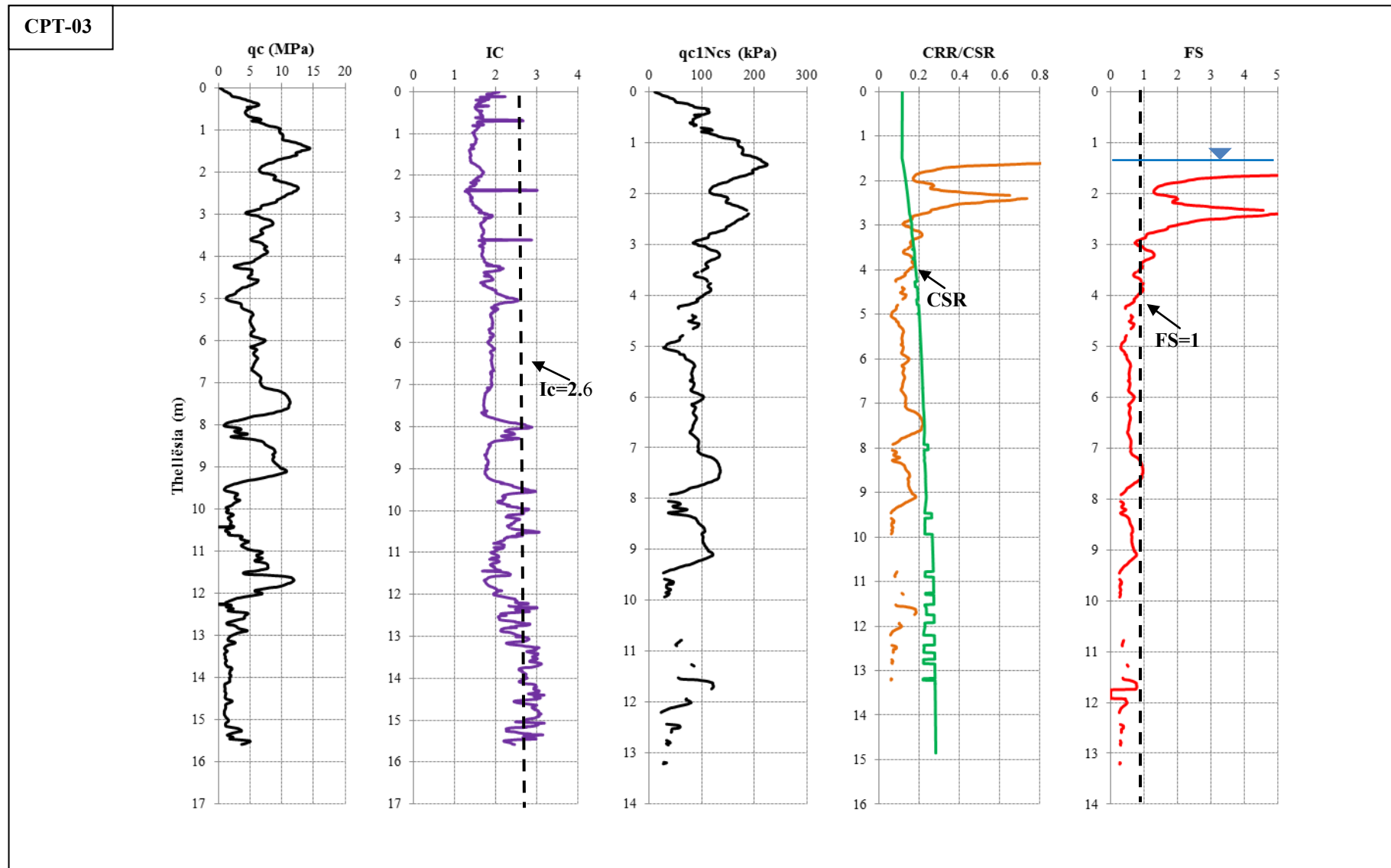


Figura A.17 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-03 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

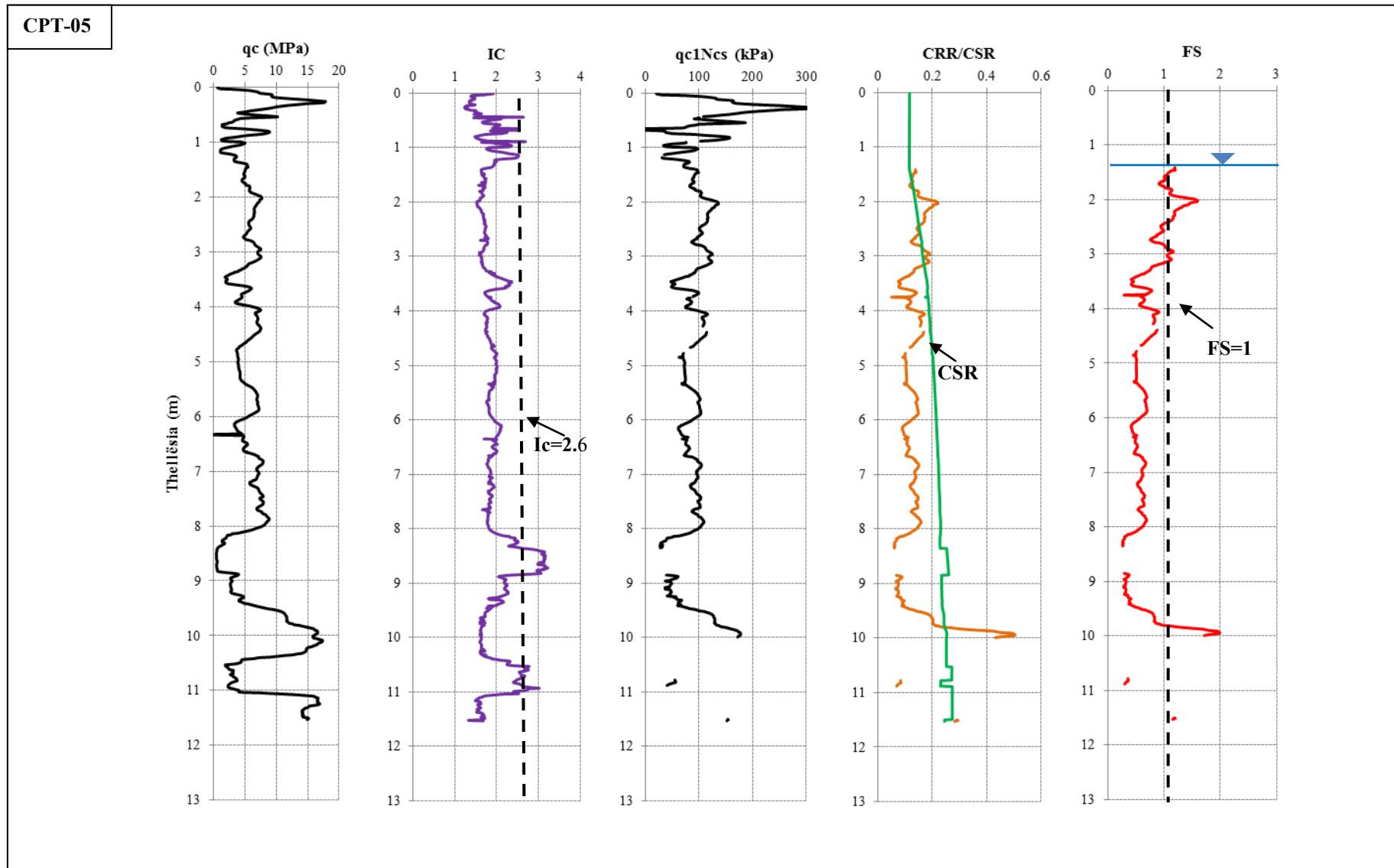


Figura A.18 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-05 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

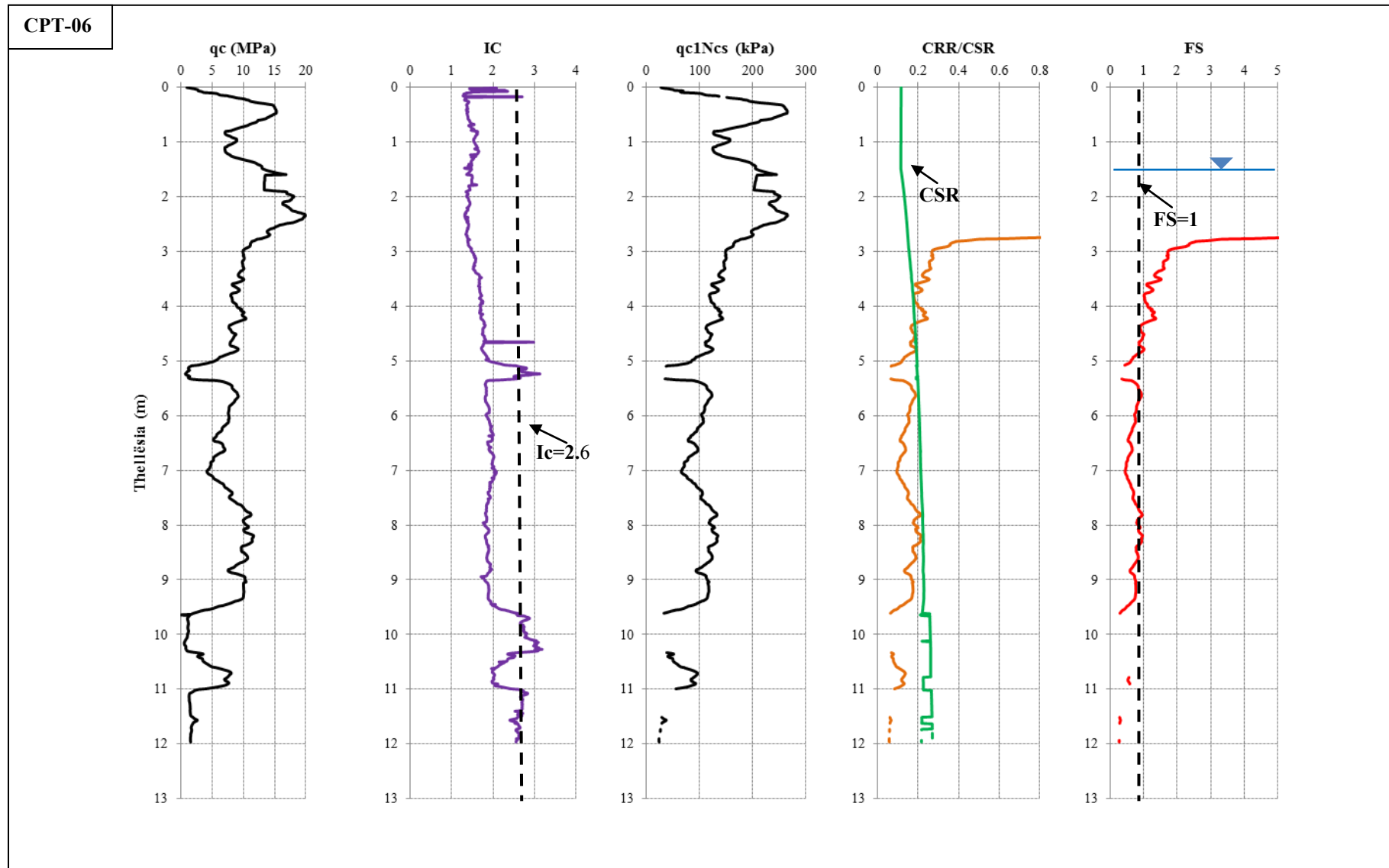


Figura A.19 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-06 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

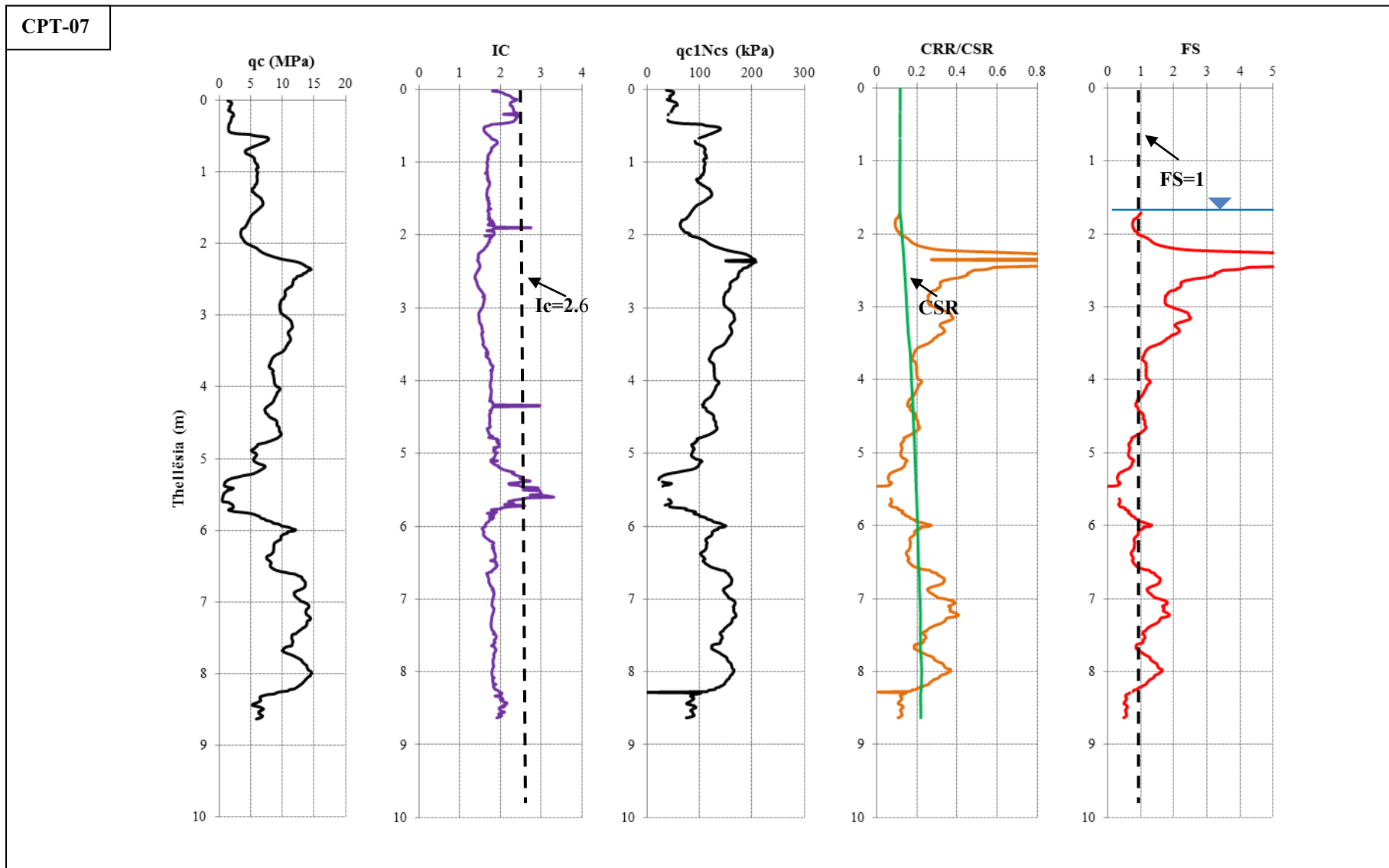


Figura A.20 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-07 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

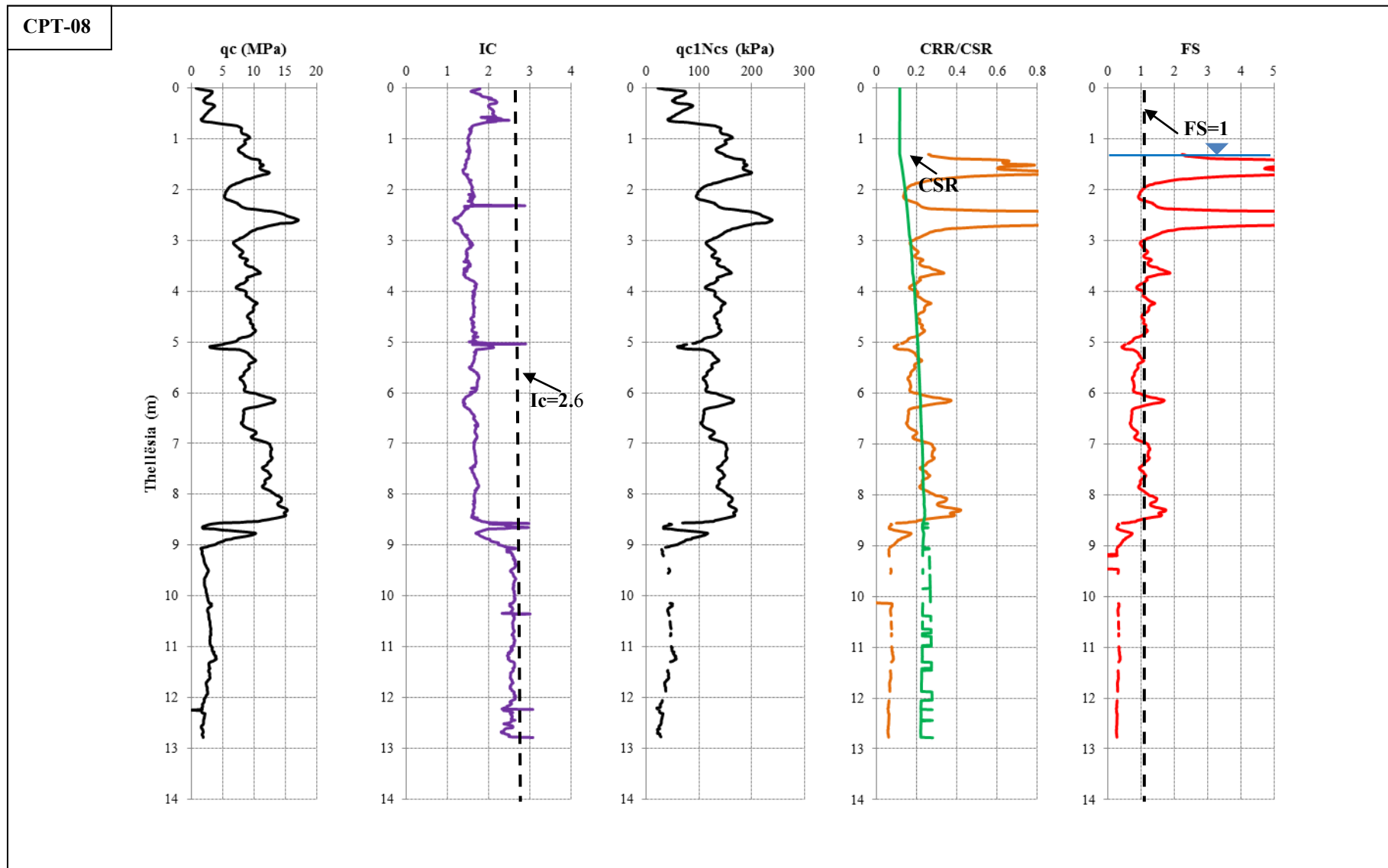


Figura A.21 Vlerësimi i potencialit të lëngëzimit në CPT-08 me metoden deterministike, të propozuar nga Idriss dhe Boulanger, 2008

SHTOJCA B: Llogaritjet probabilitare

Fillimisht, futet vlera mesatare (μ) tek vlerat e kullonës x^* , aktivizohet më pas Excel Solver që në mënyrë automatike minimizon vlerën e indeksit të besueshmërisë (β), duke ndryshuar vlerat e kullonës x^* , në mënyrë të tillë që $g(x)=0$

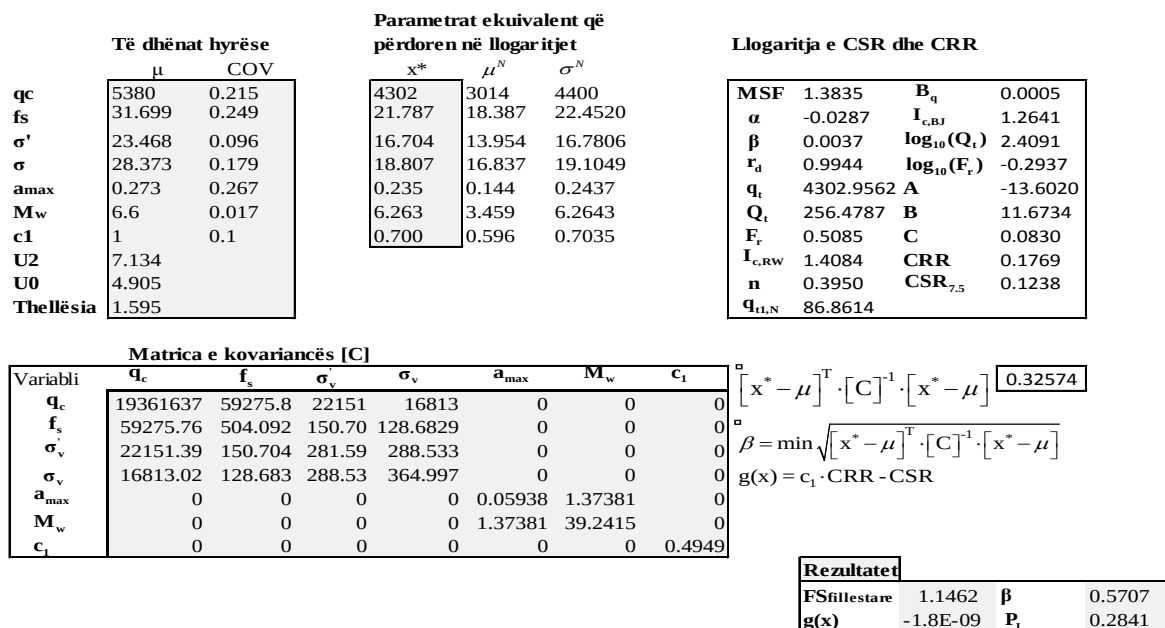


Figura B.1: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 1.1-2.09 m

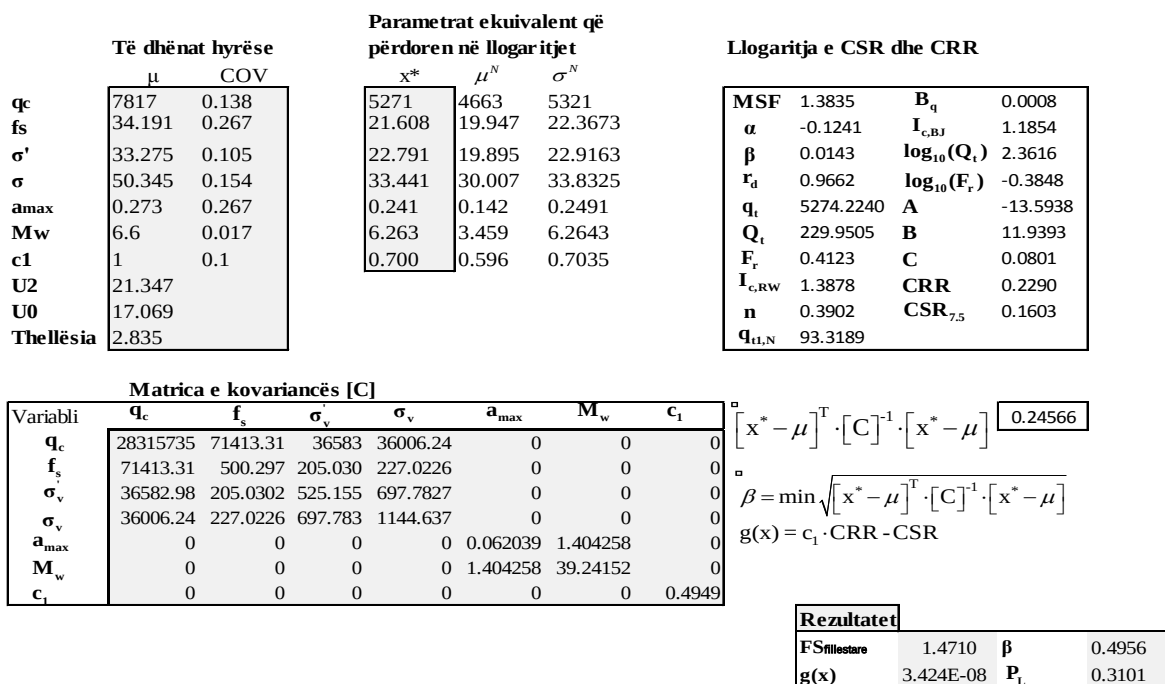


Figura B.2: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 2.09-3.58 m.

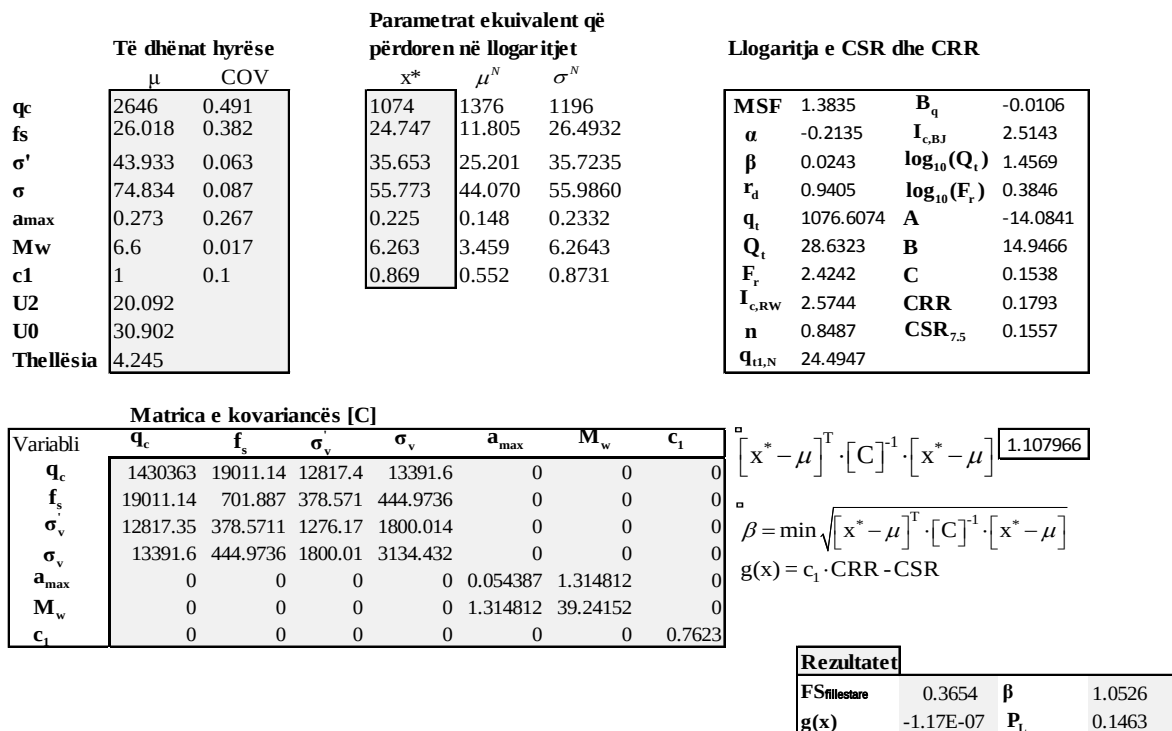


Figura B.3: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 3.58-4.91 m.

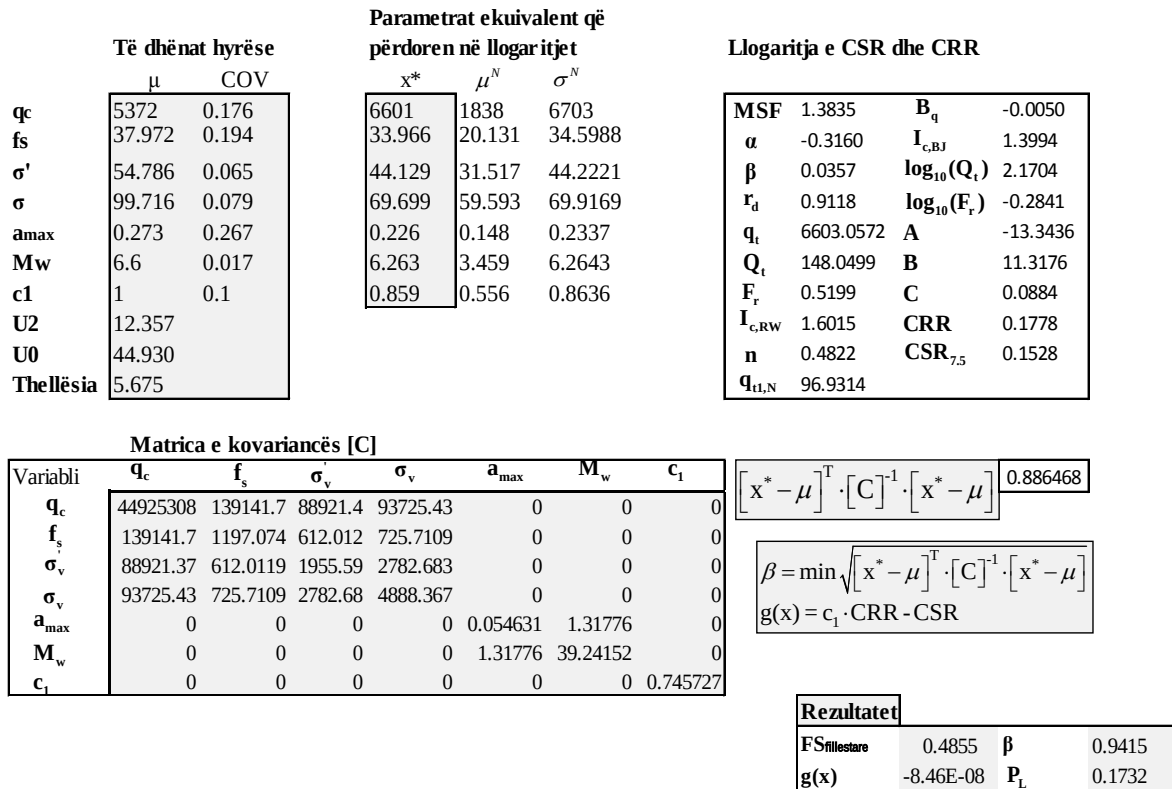


Figura B.4: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 4.91-6.44 m.

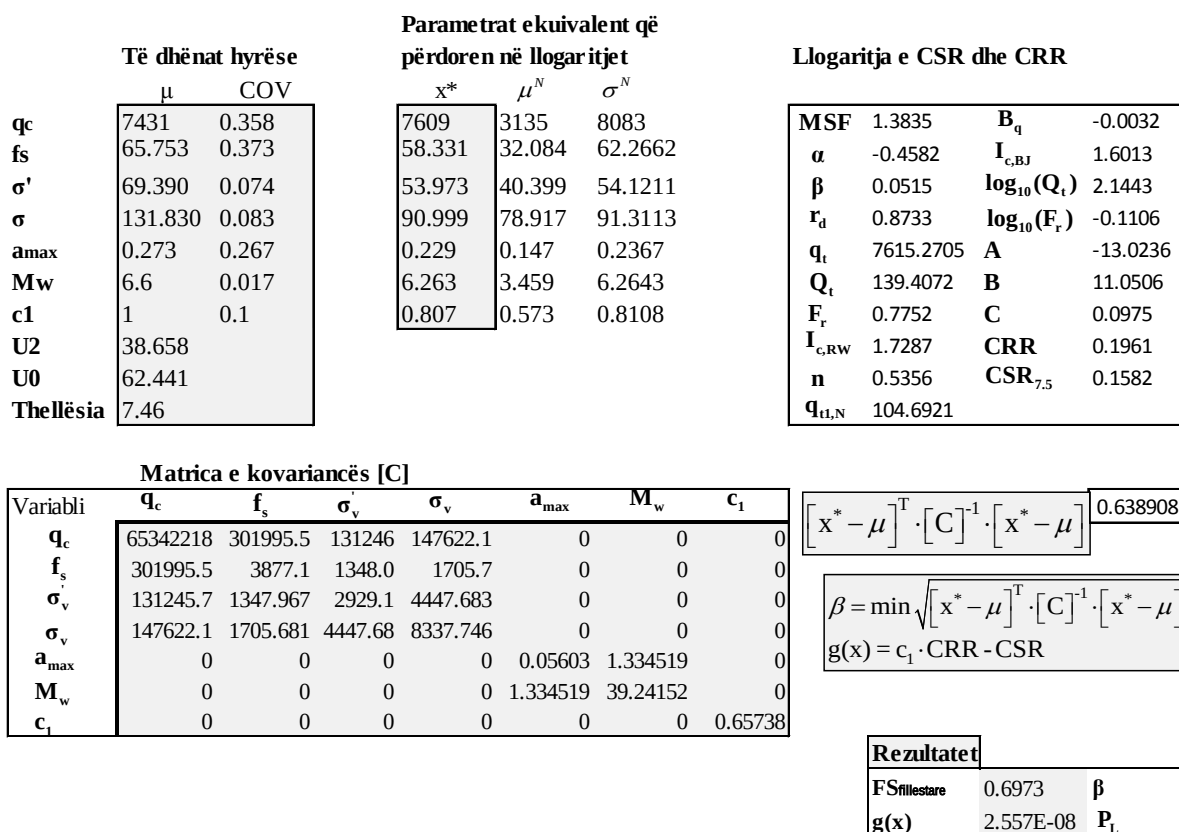


Figura B.5: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 6.44-8.48 m.

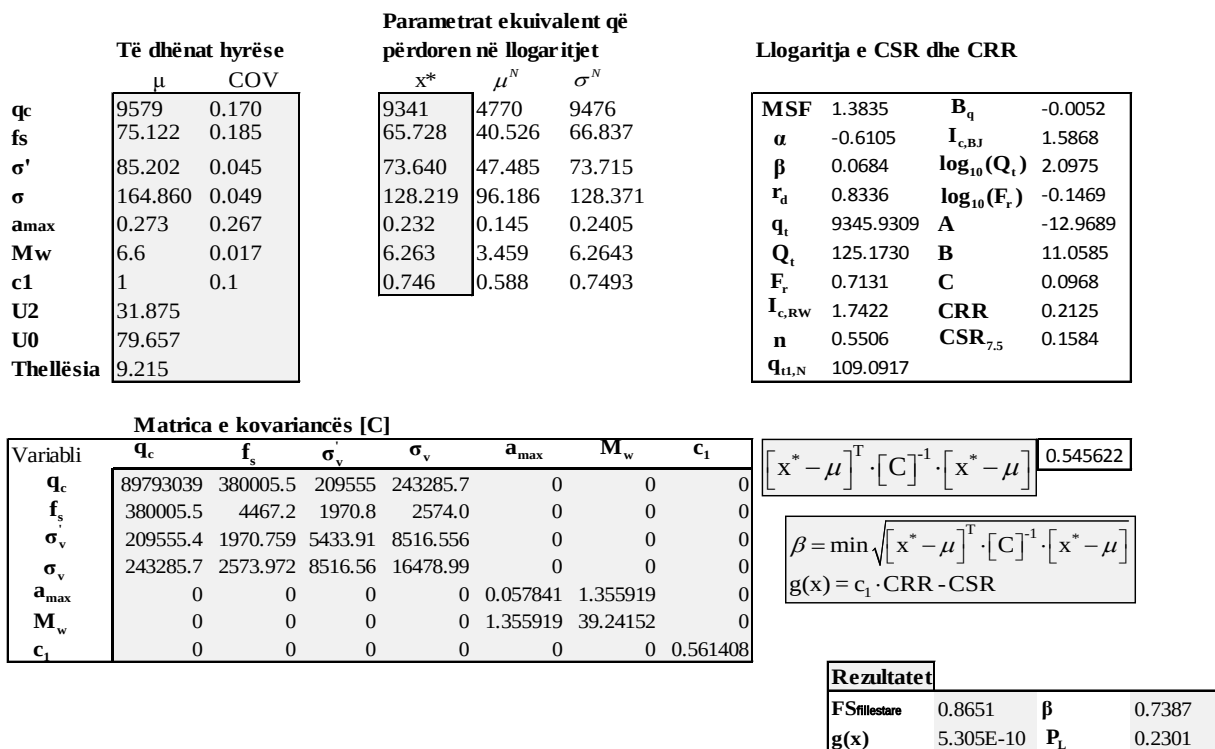


Figura B.6: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 8.48-9.95 m.

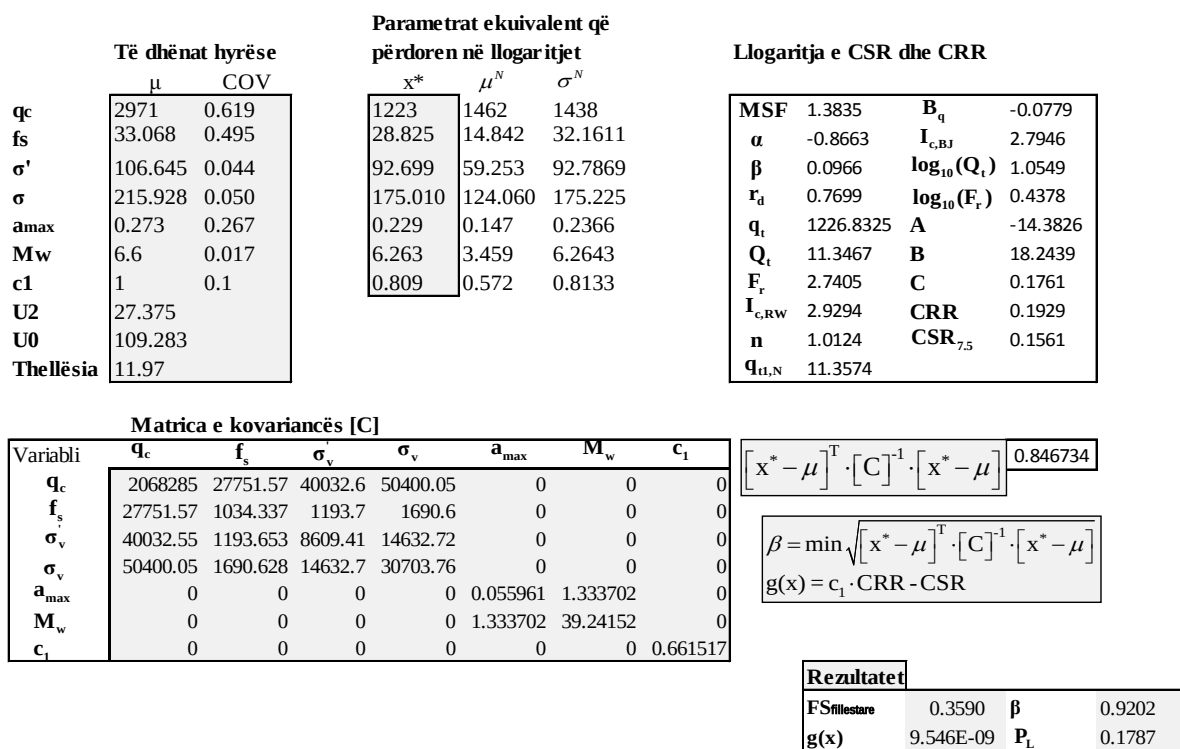


Figura B.7: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 11.17-13.3 m.

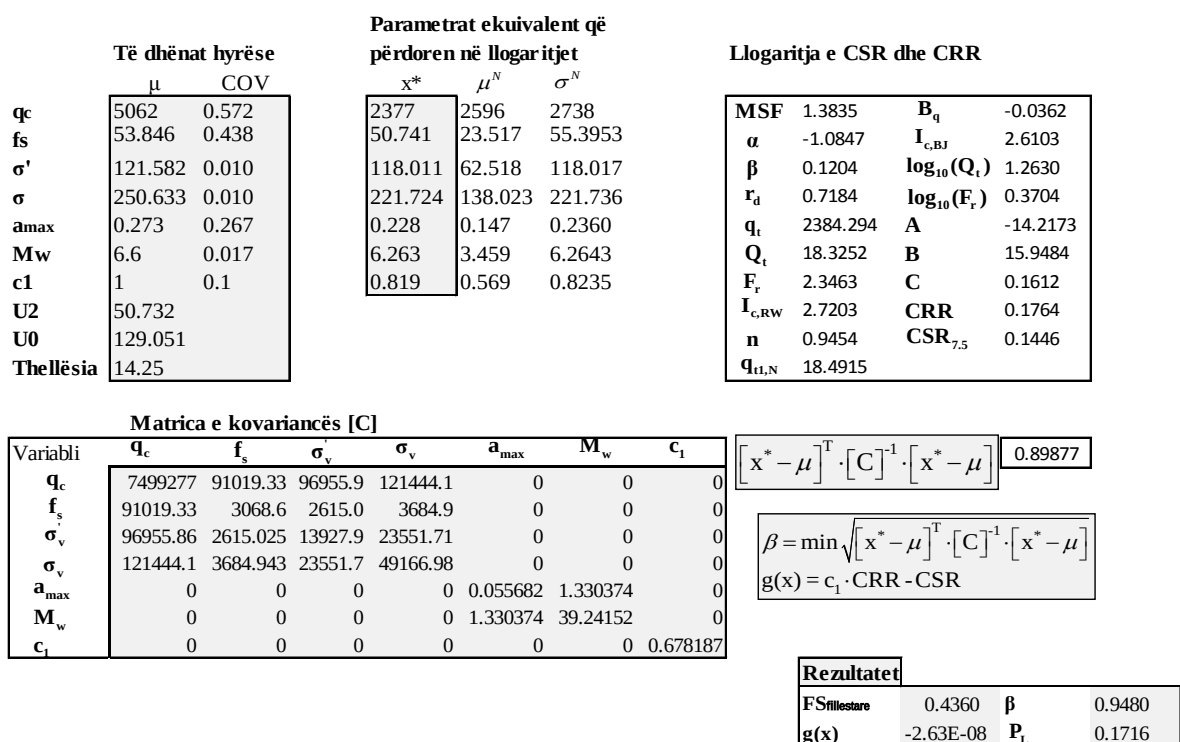


Figura B.8: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 01 (BH.01) për thellësi 14.0-14.5 m.

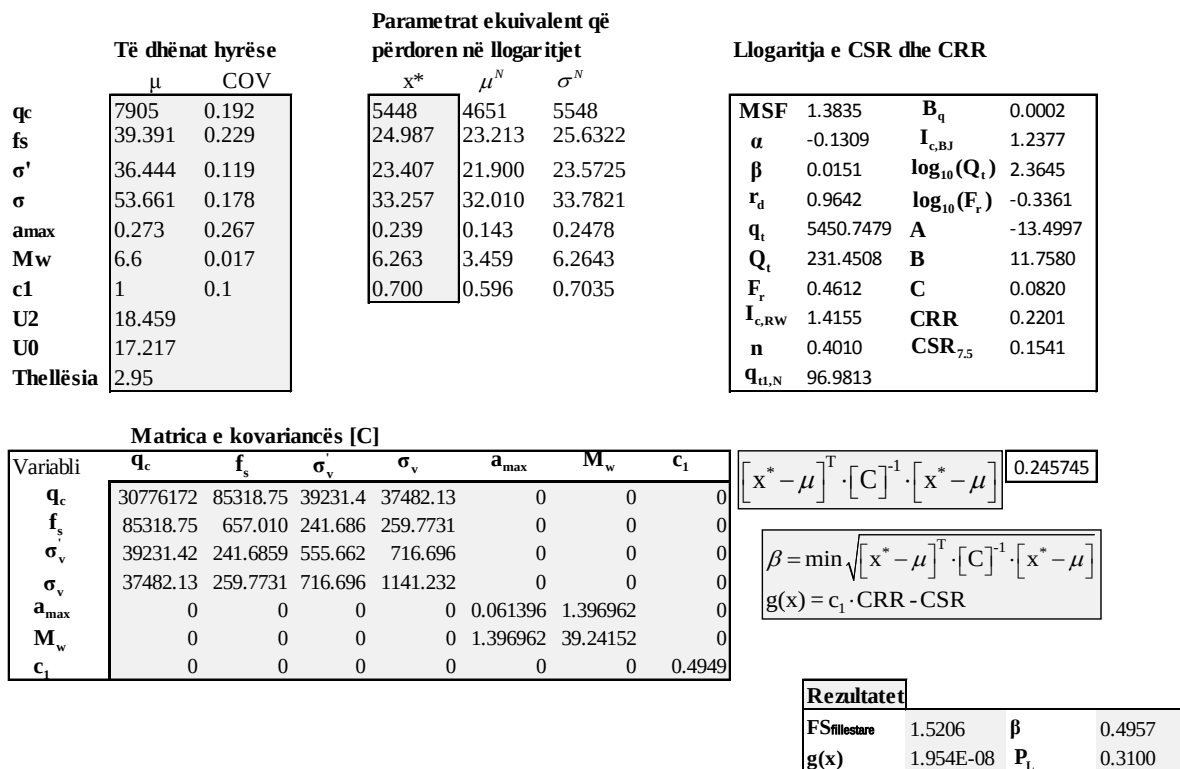


Figura B.9: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 2.03-3.87 m

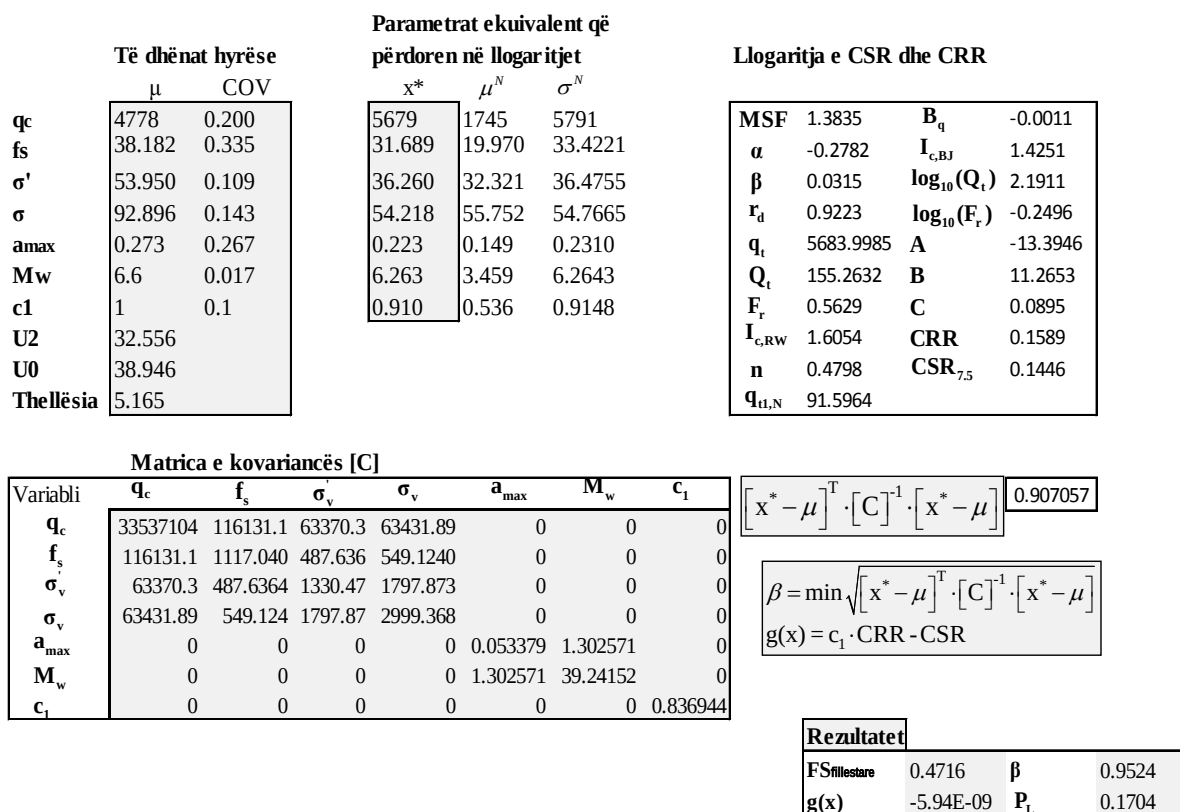


Figura B.10: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 3.87-6.46 m

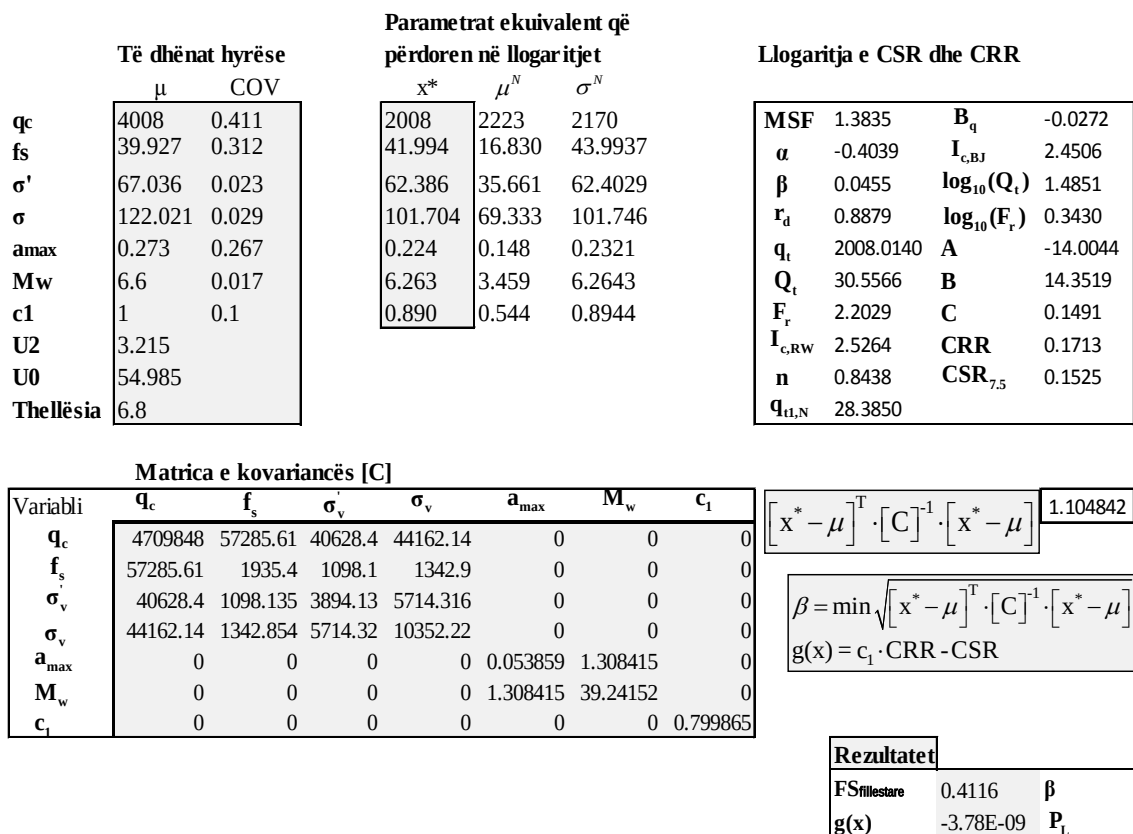


Figura B.11: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 6.46-7.14 m

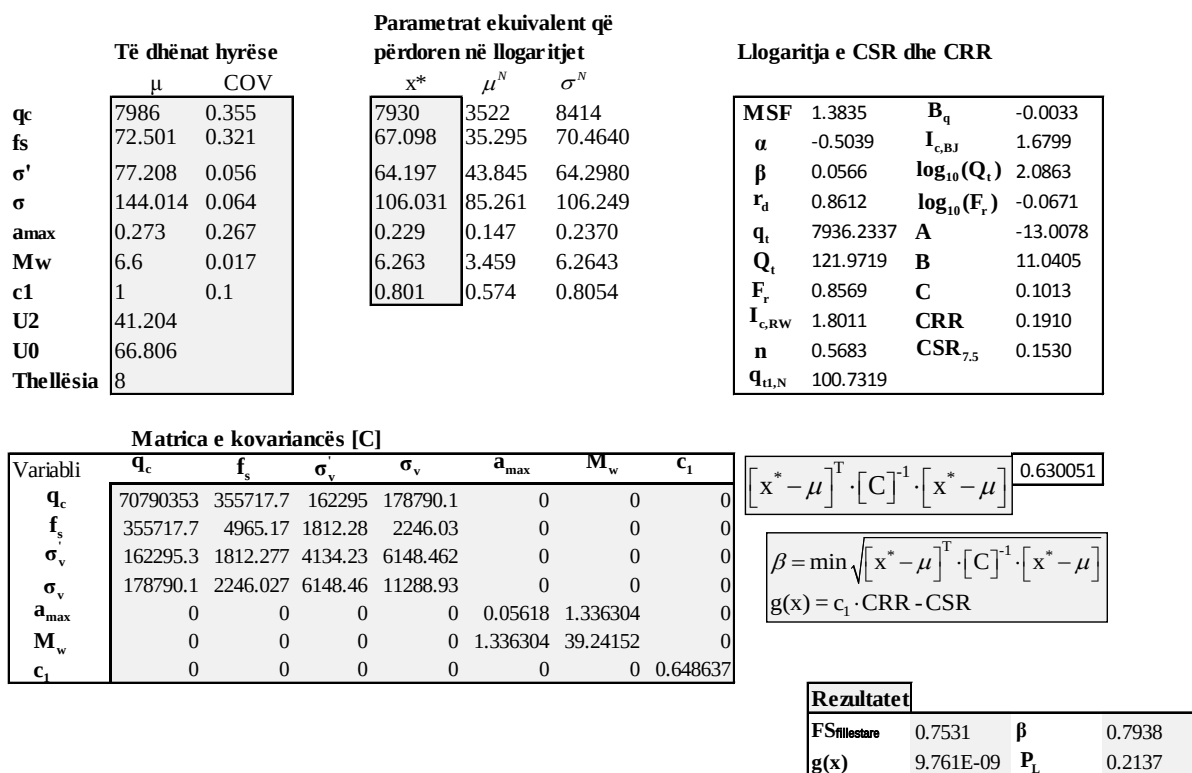


Figura B.12: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 7.14-8.87 m

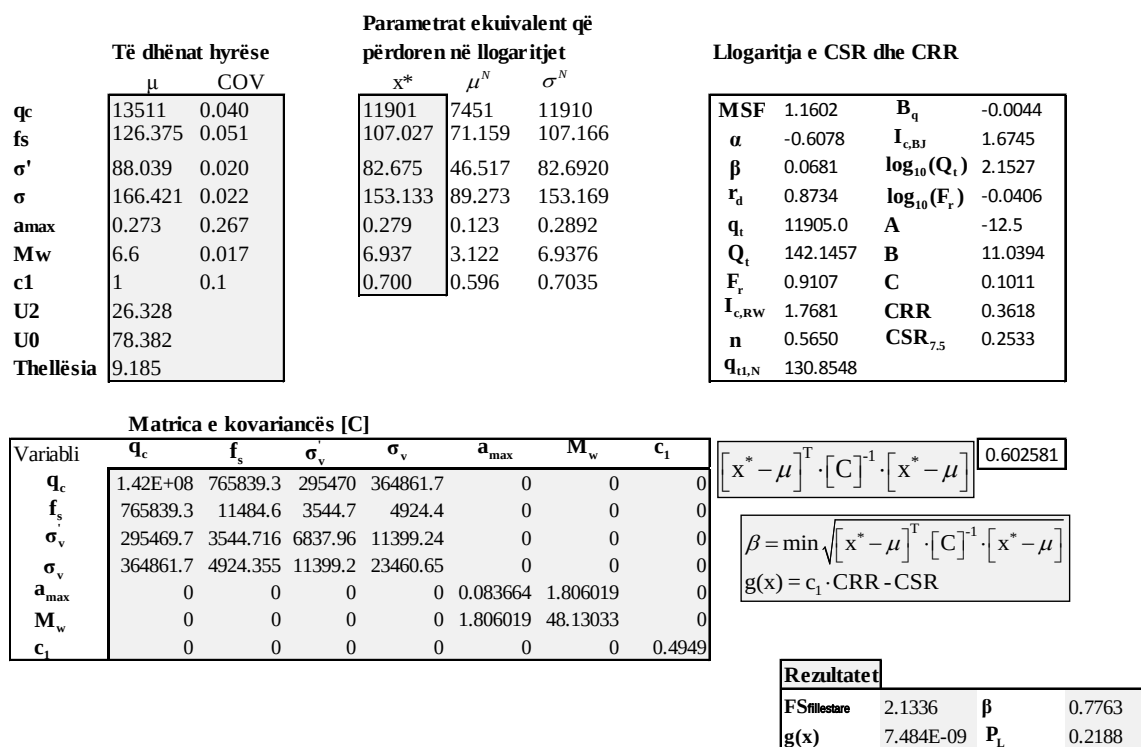


Figura B.13: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 8.87-9.50 m

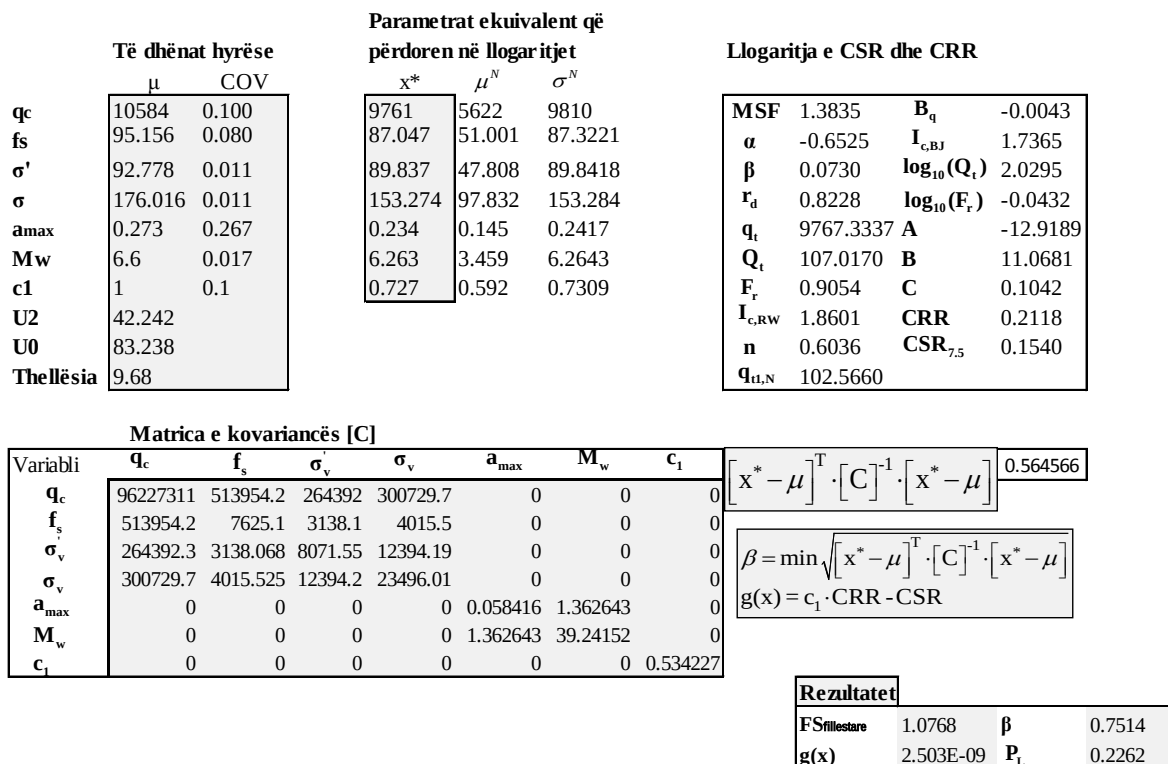


Figura B.14: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 02 (BH.02) për thellësi 9.50-9.86

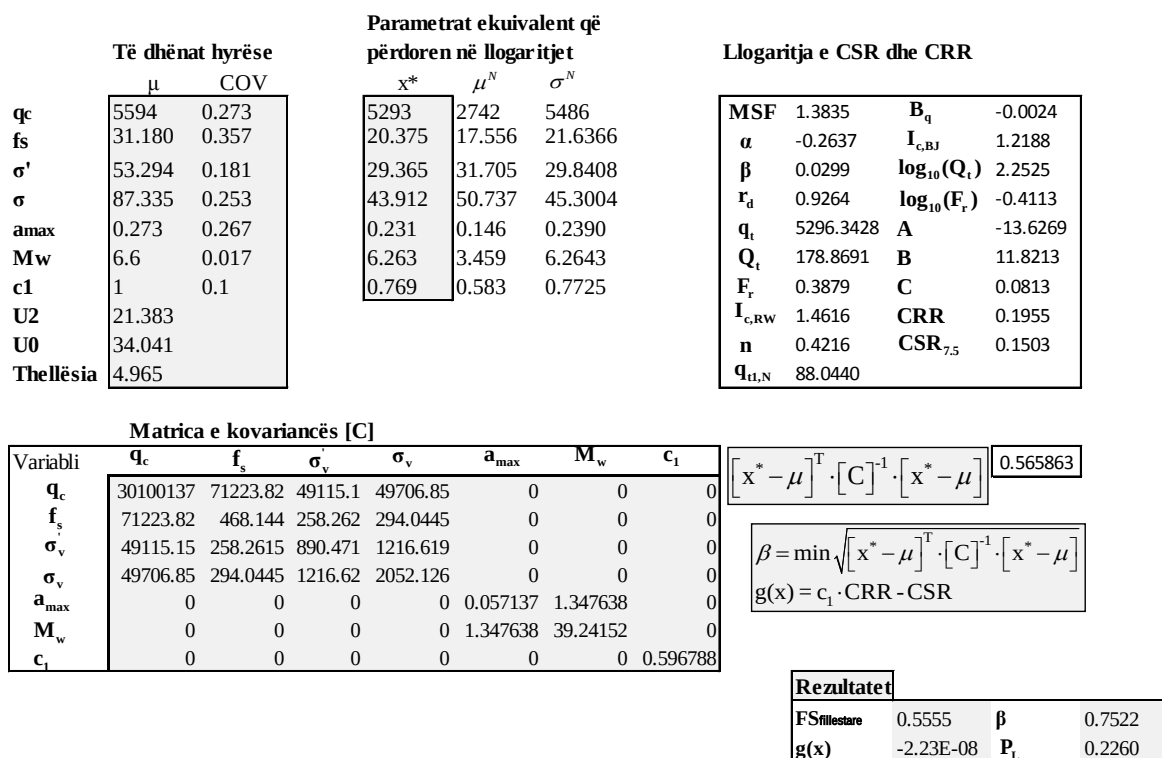


Figura B.15: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 2.76-7.17 m

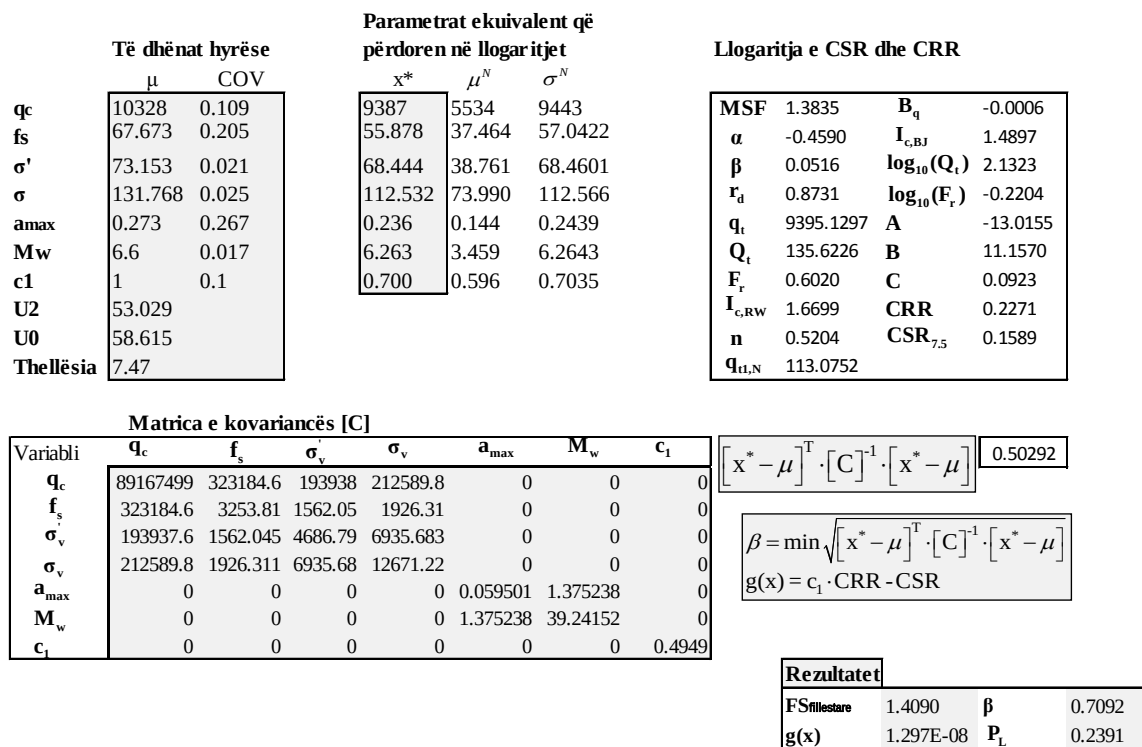


Figura B.16: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 7.17-7.77m

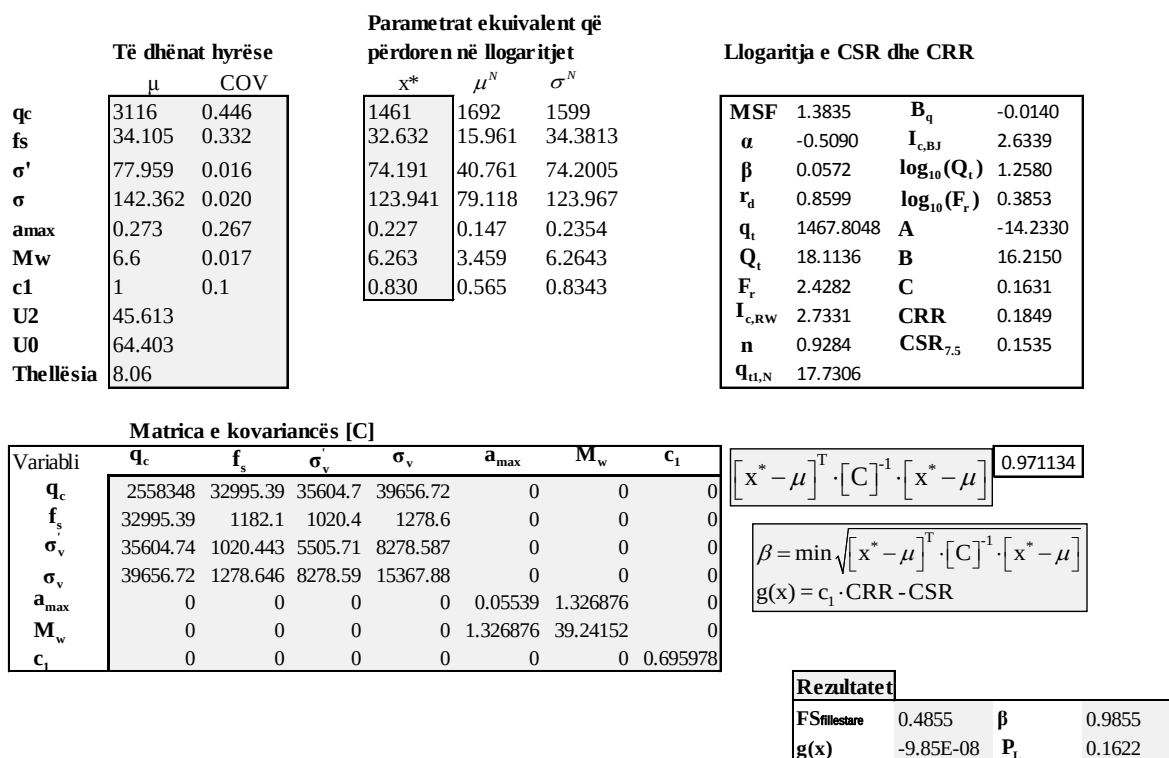


Figura B.17: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 7.77-8.35 m

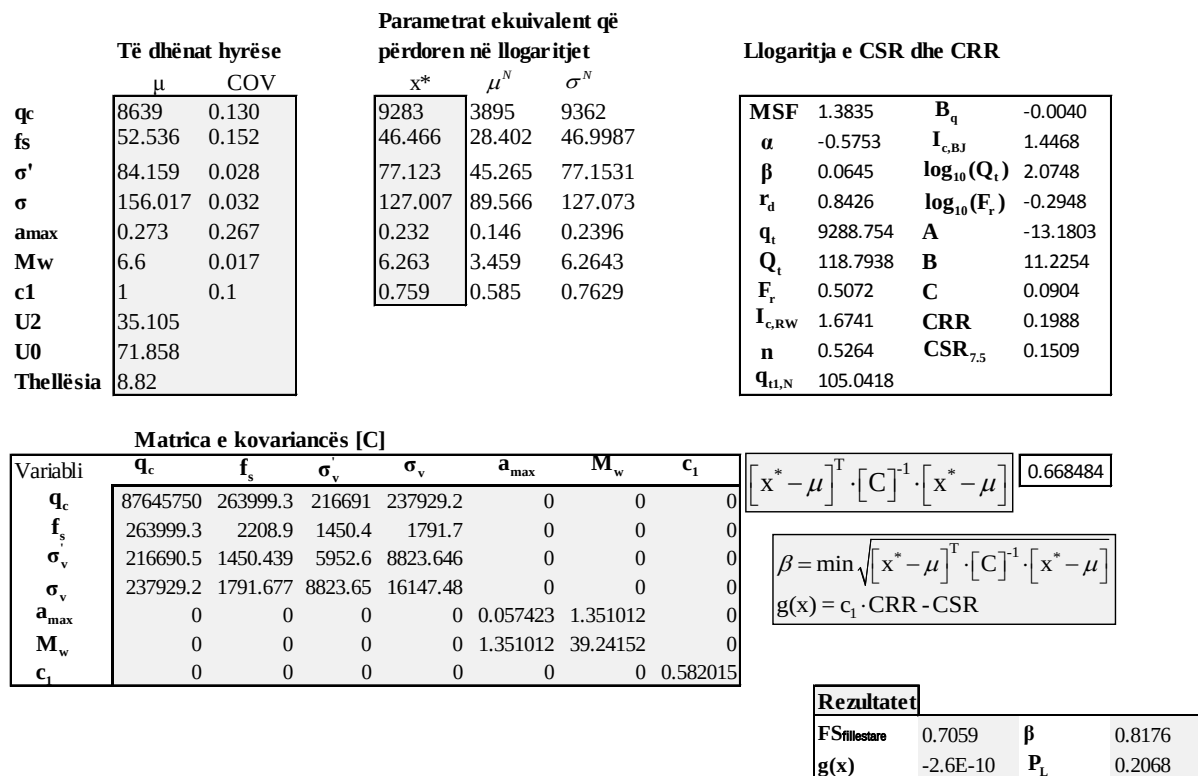


Figura B.18: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 8.35-9.29 m

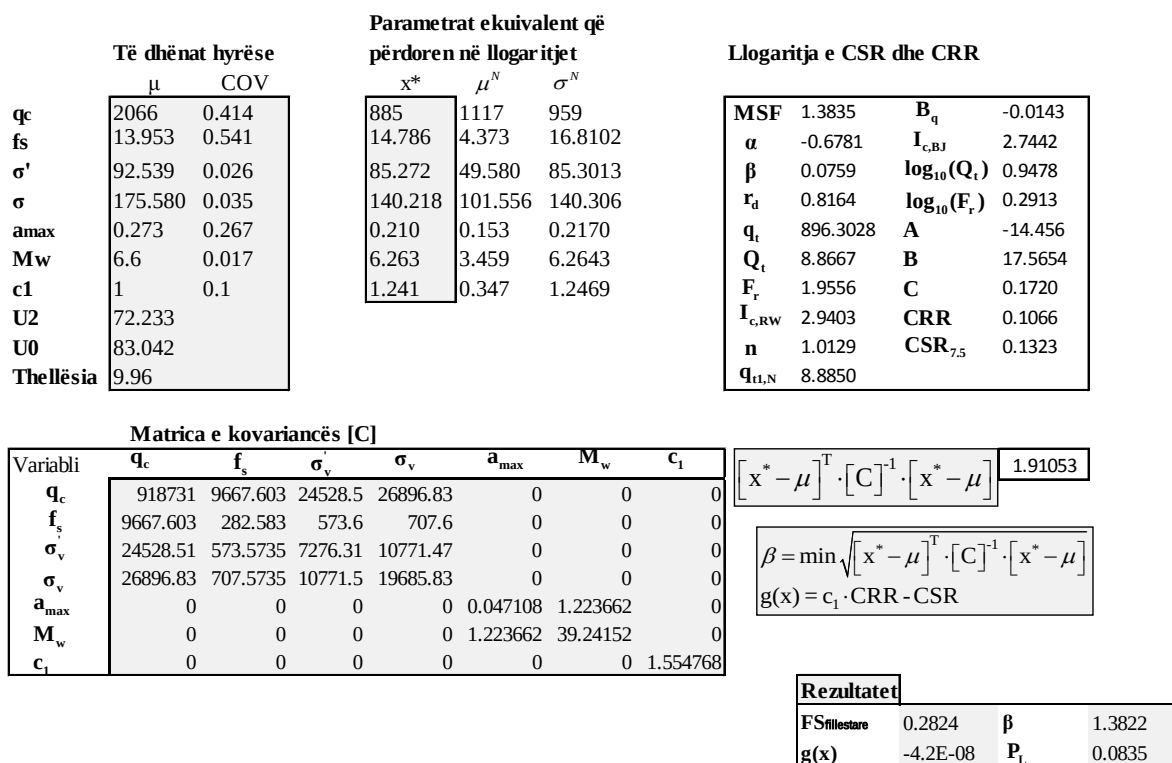


Figura B.19: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 9.29-10.63 m

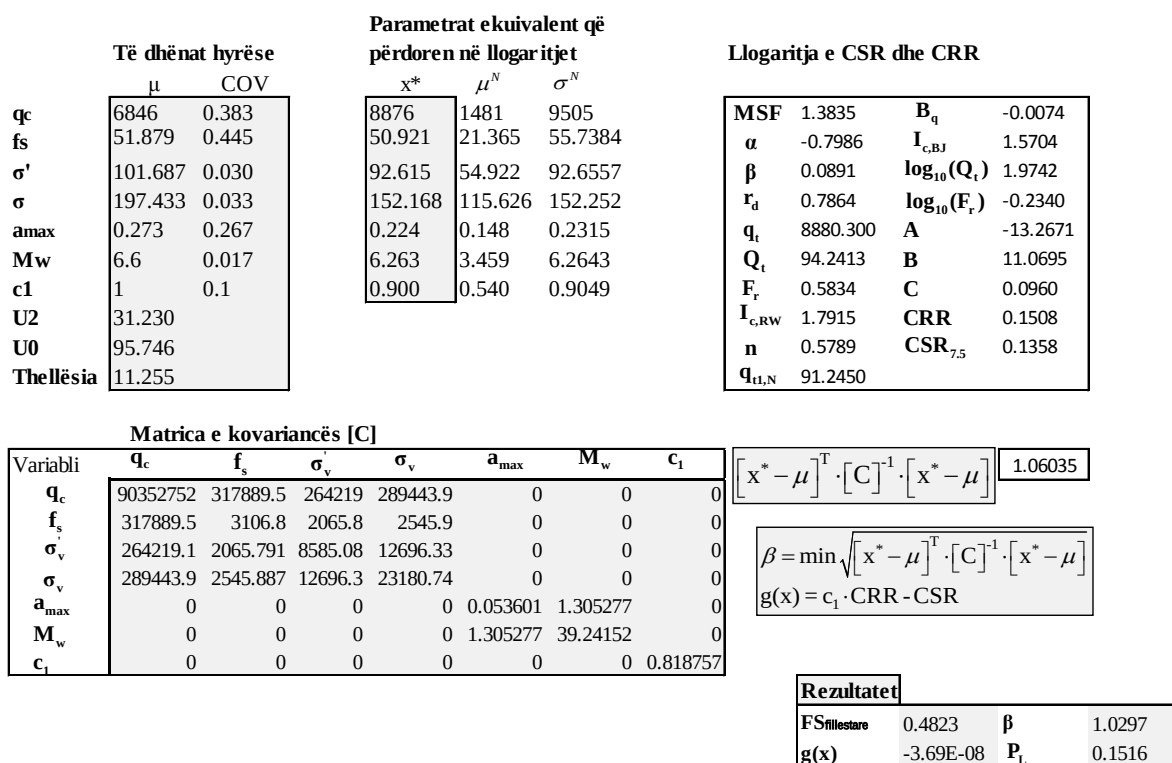


Figura B.20: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 10.63-11.88 m

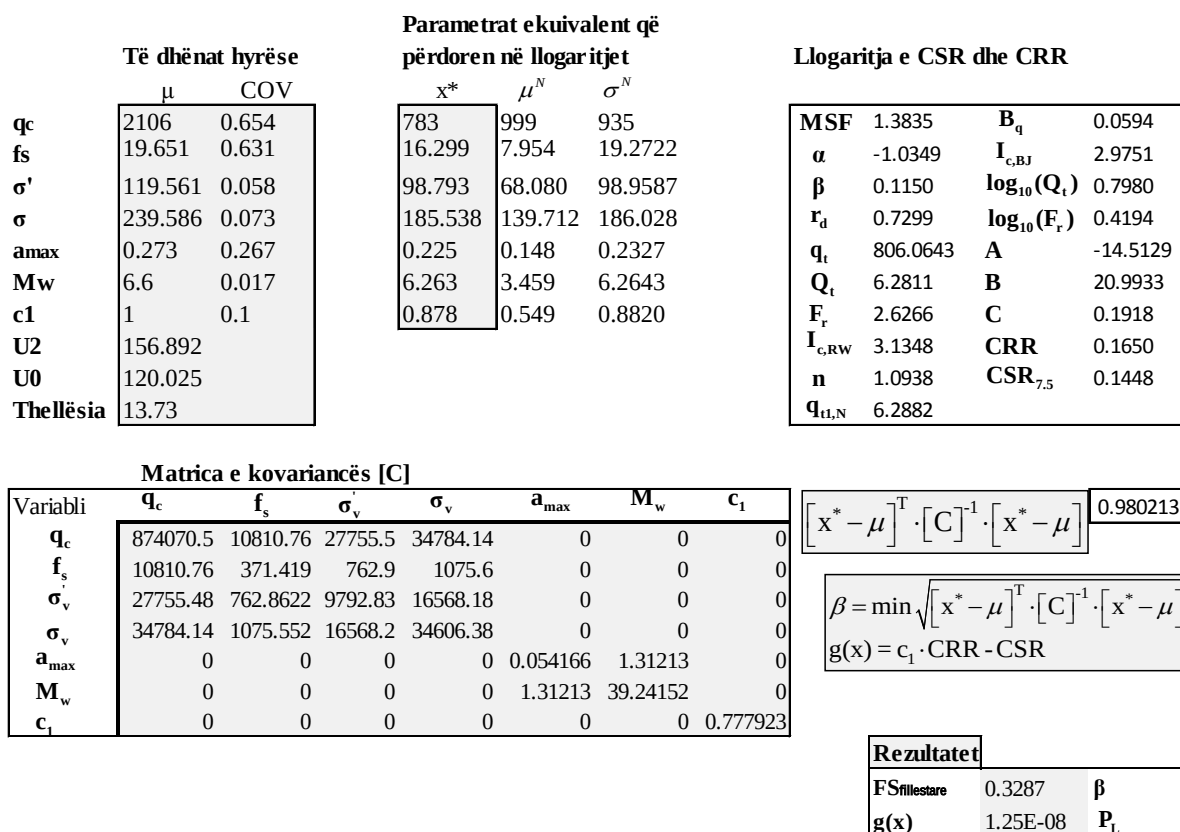


Figura B.21: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 03 (BH.03) për thellësi 11.88-15.58 m

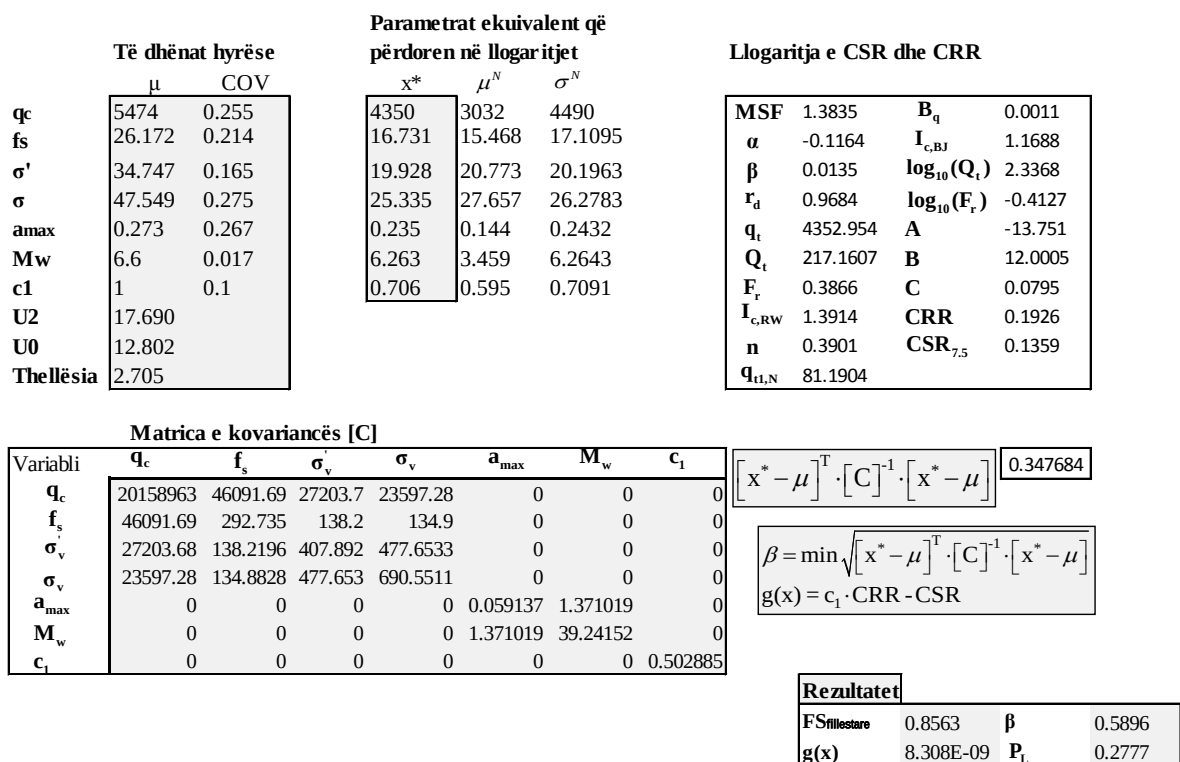


Figura B.22: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 1.41-4.0 m

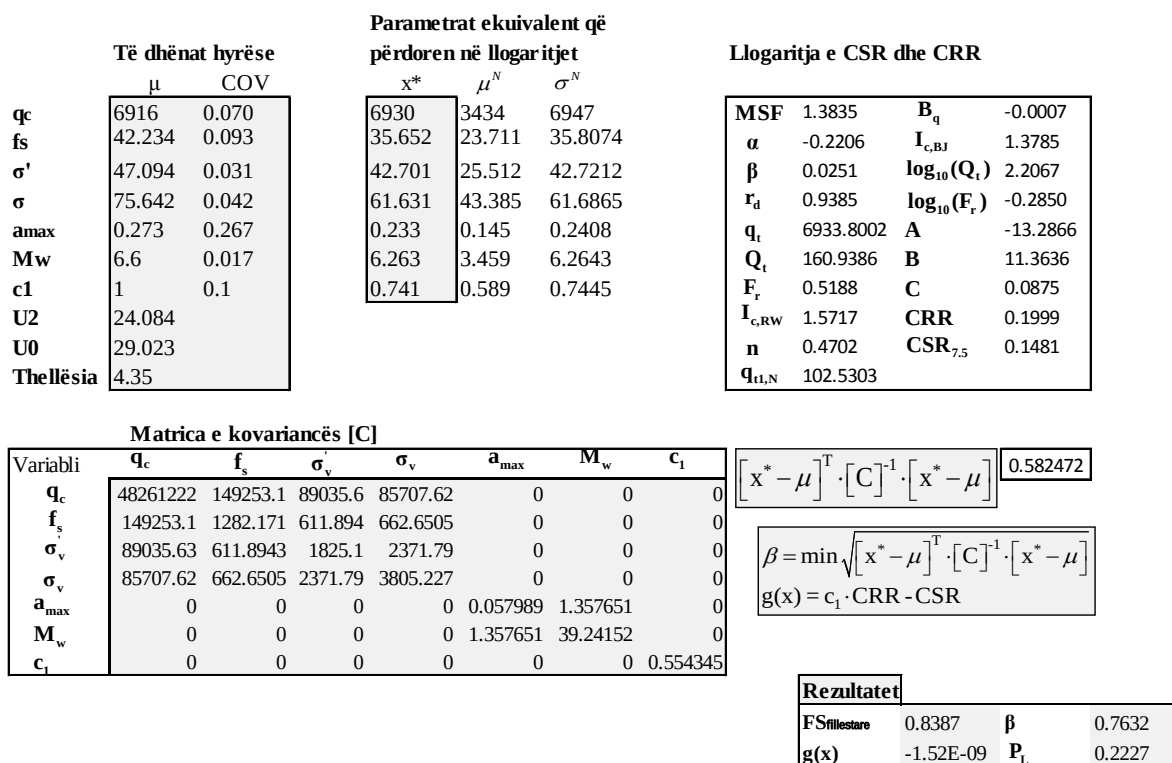


Figura B.23: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 4.0-4.61 m

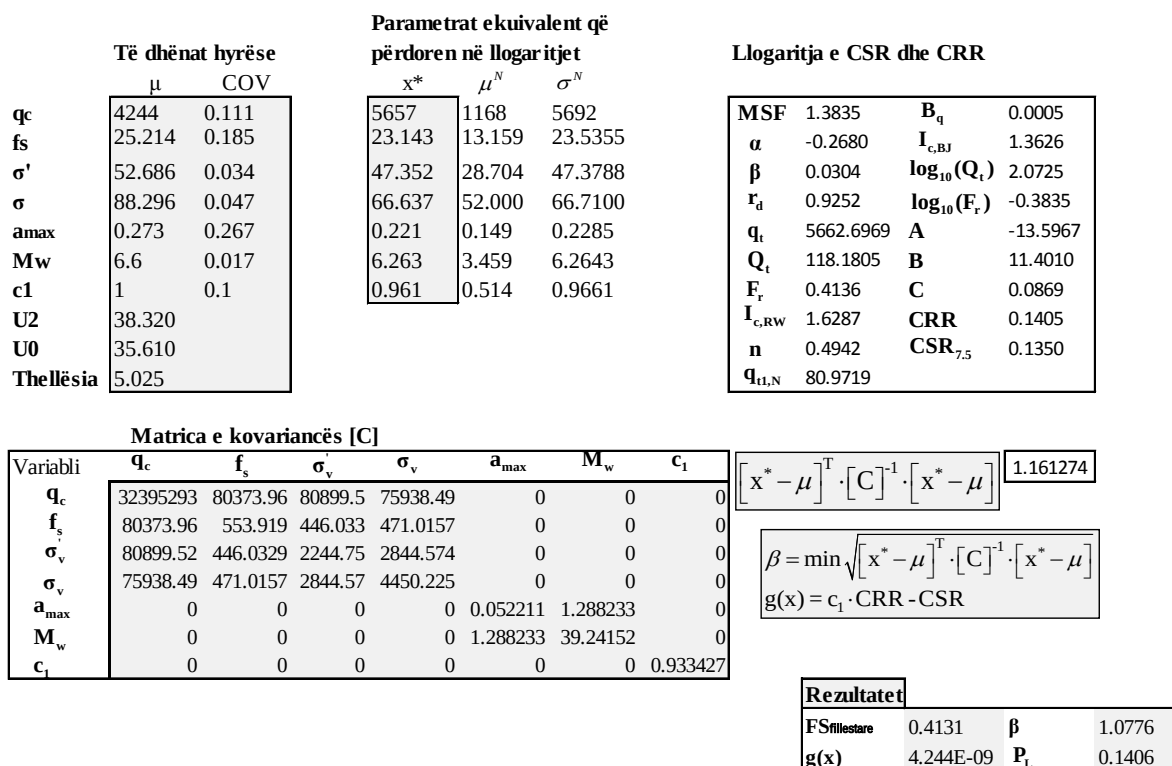


Figura B.24: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 4.61-5.44 m

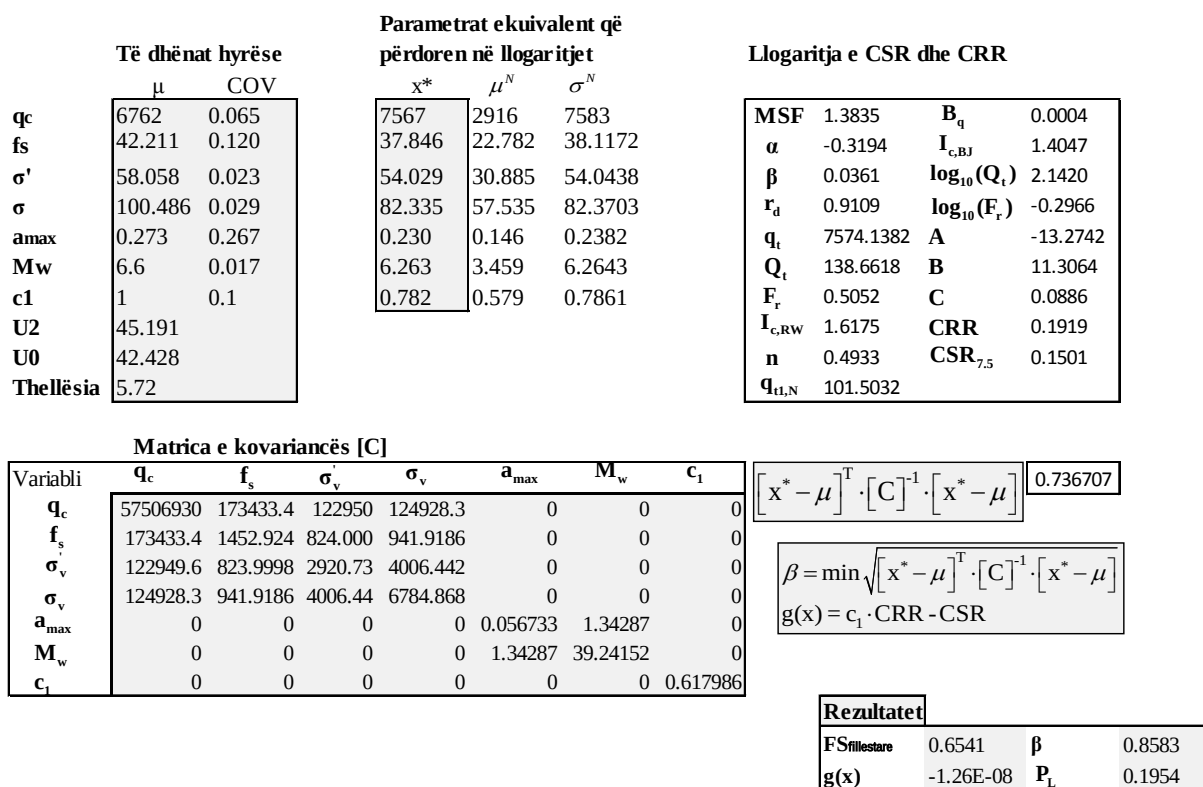


Figura B.25: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 5.44-6.0 m

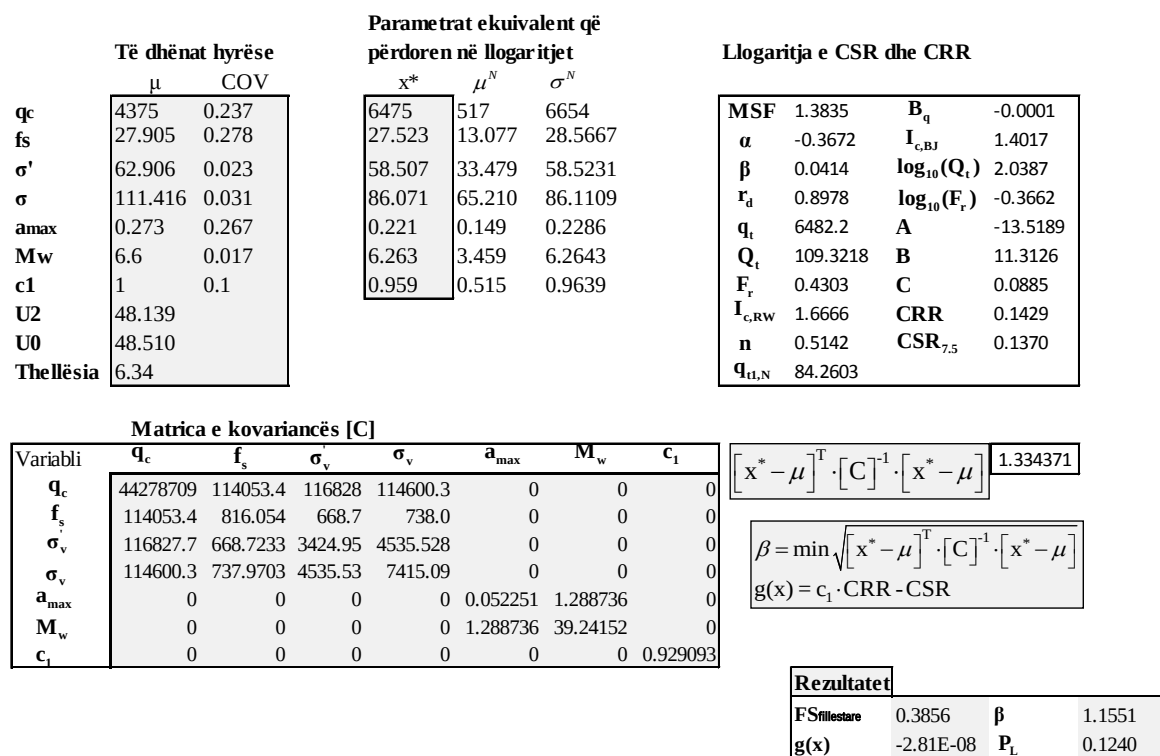


Figura B.26: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 6.0-6.68 m

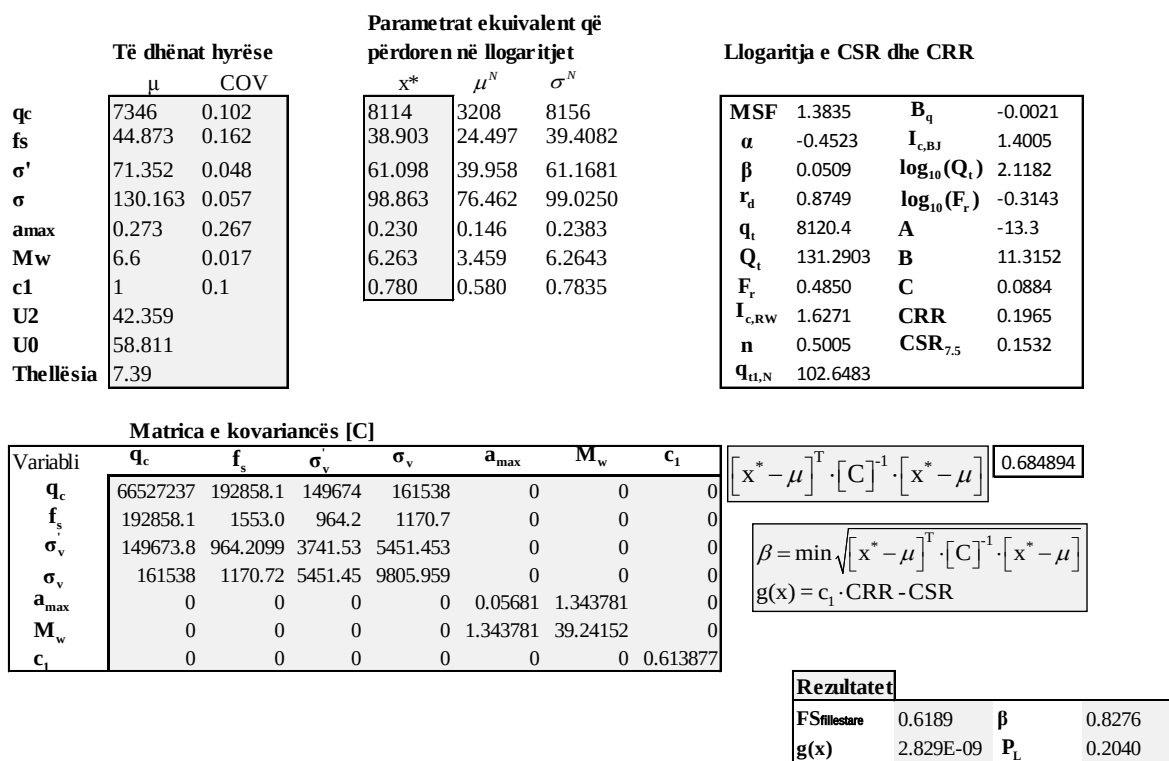


Figura B.27: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 6.68-8.10 m

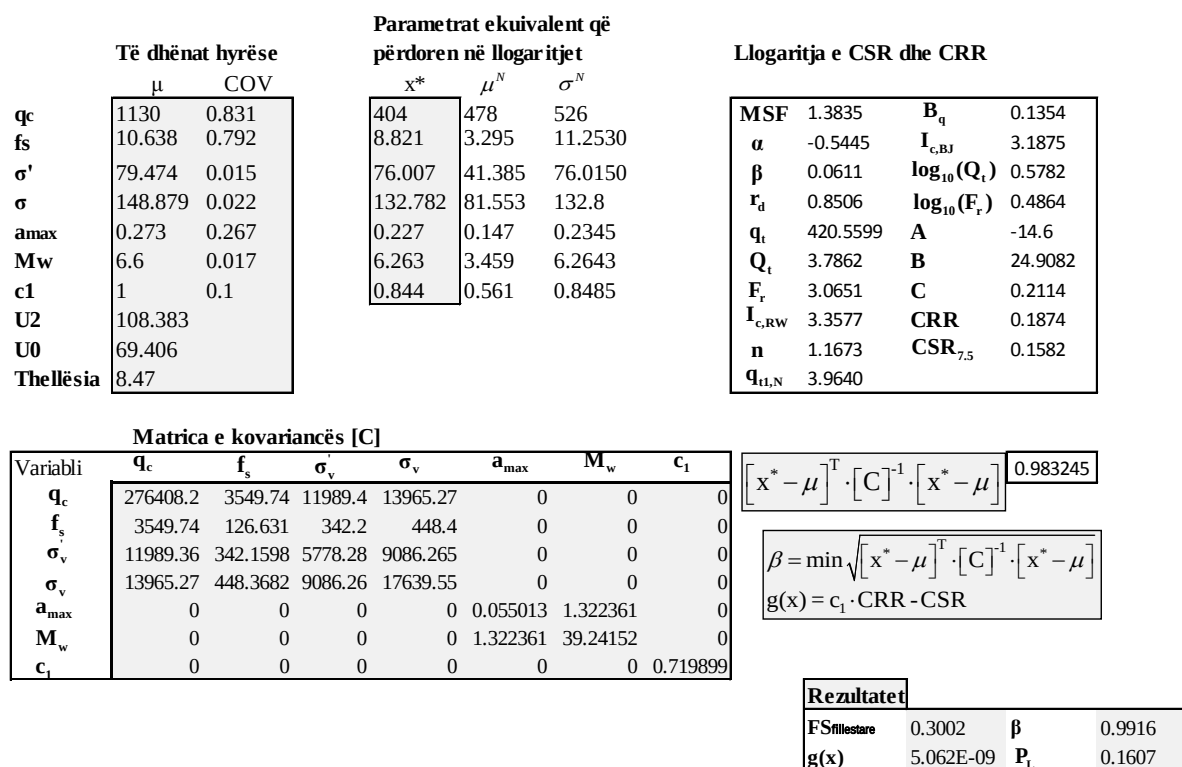


Figura B.28: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 8.10-8.84 m

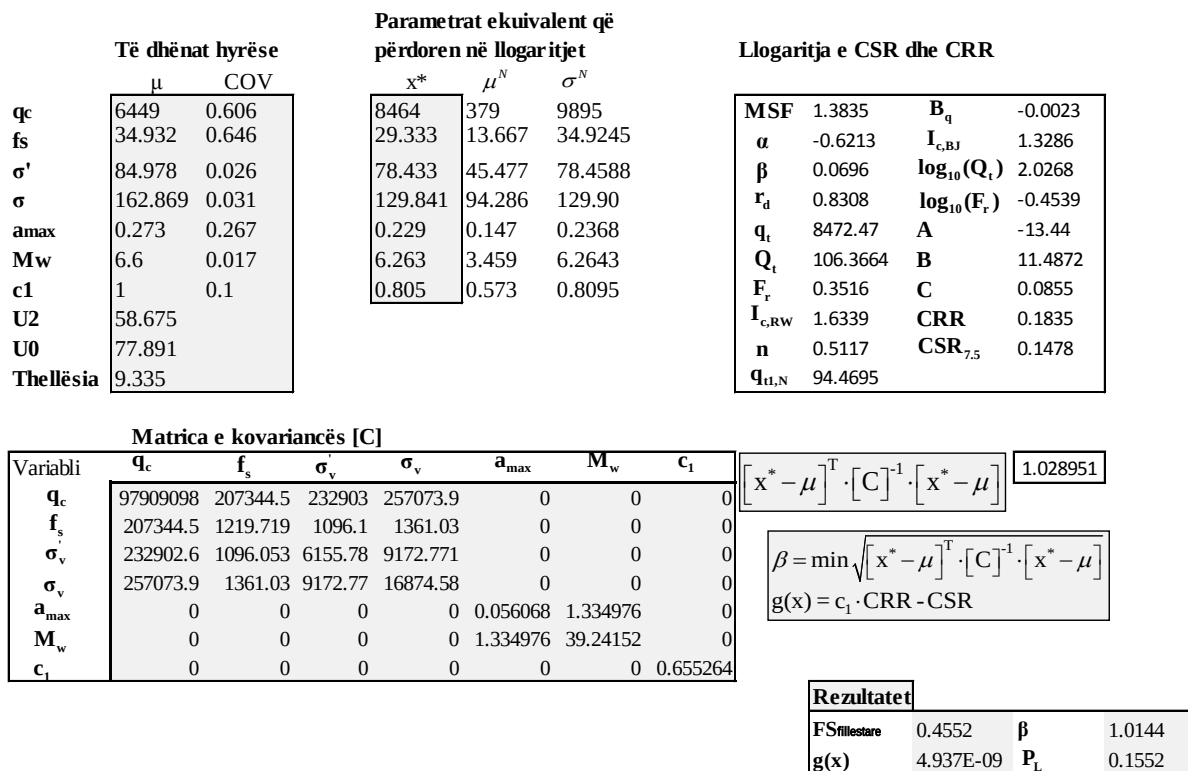


Figura B.29: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 8.84-9.83 m

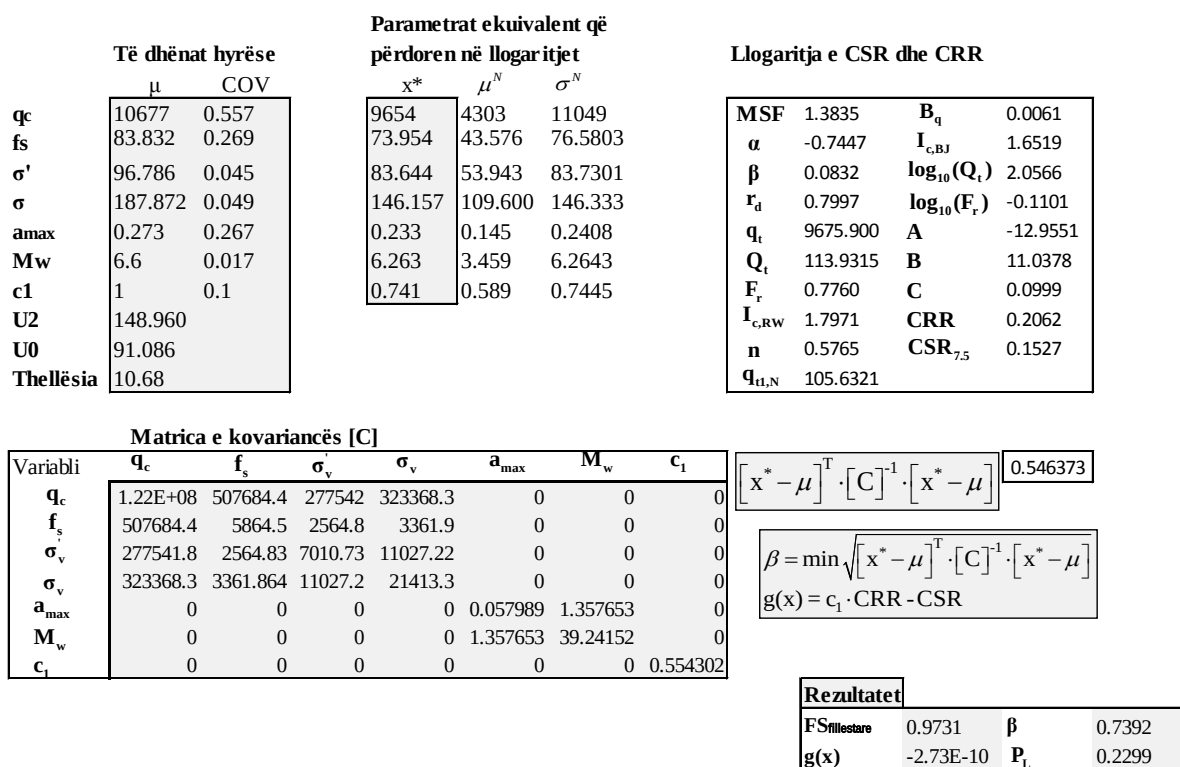


Figura B.30: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 05 (BH.05) për thellësi 9.83-11.53 m

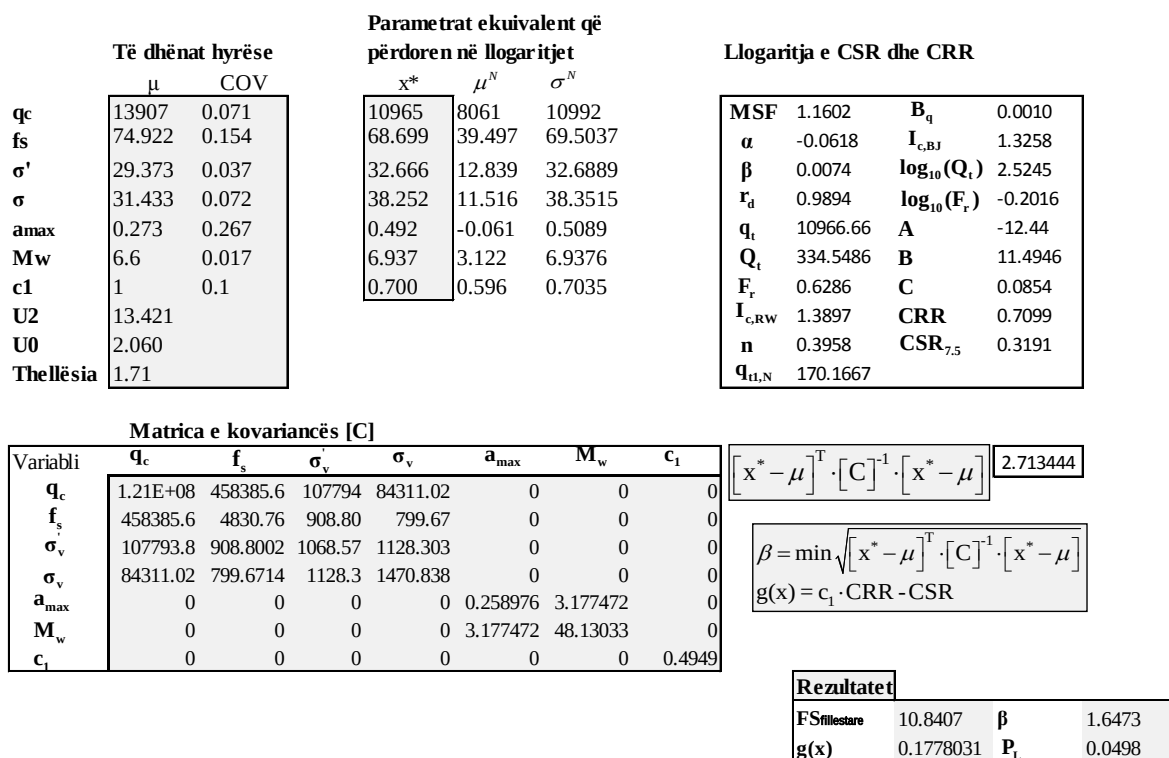


Figura B.31: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 1.51-1.91 m

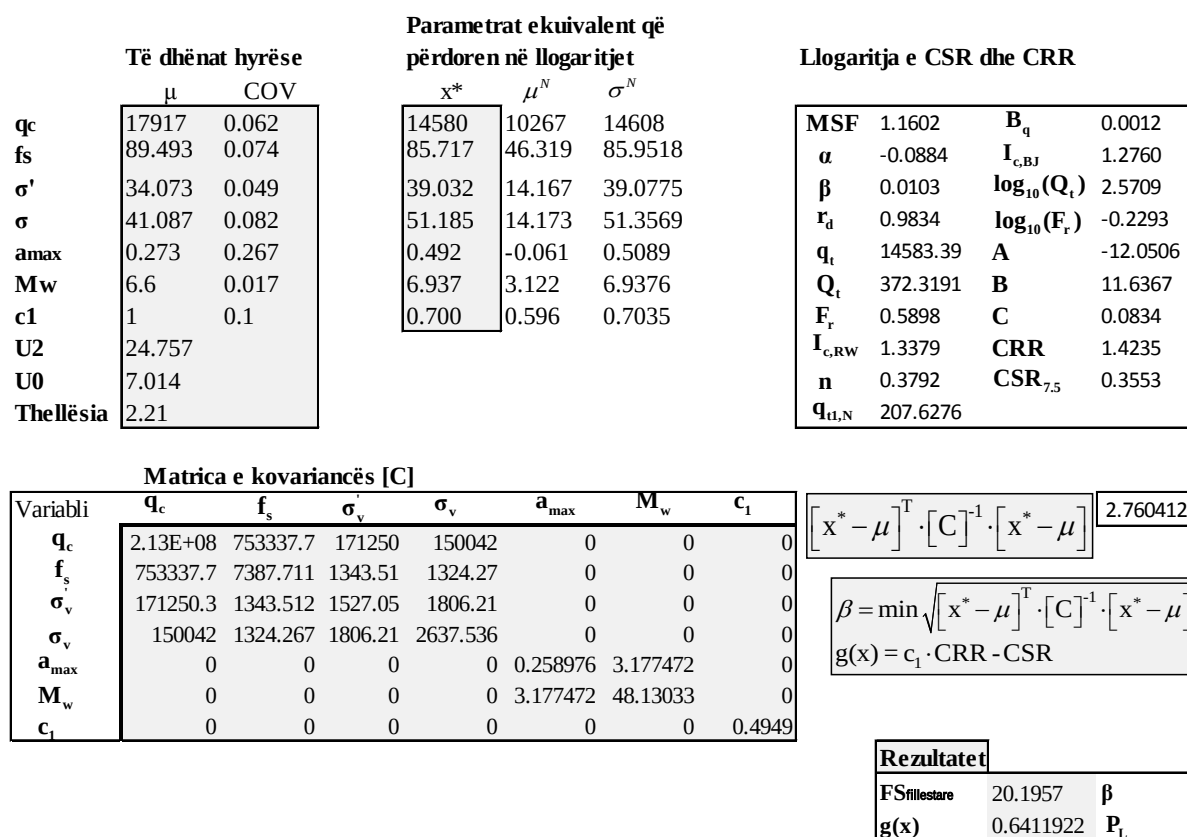


Figura B.32: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 1.91-2.51 m

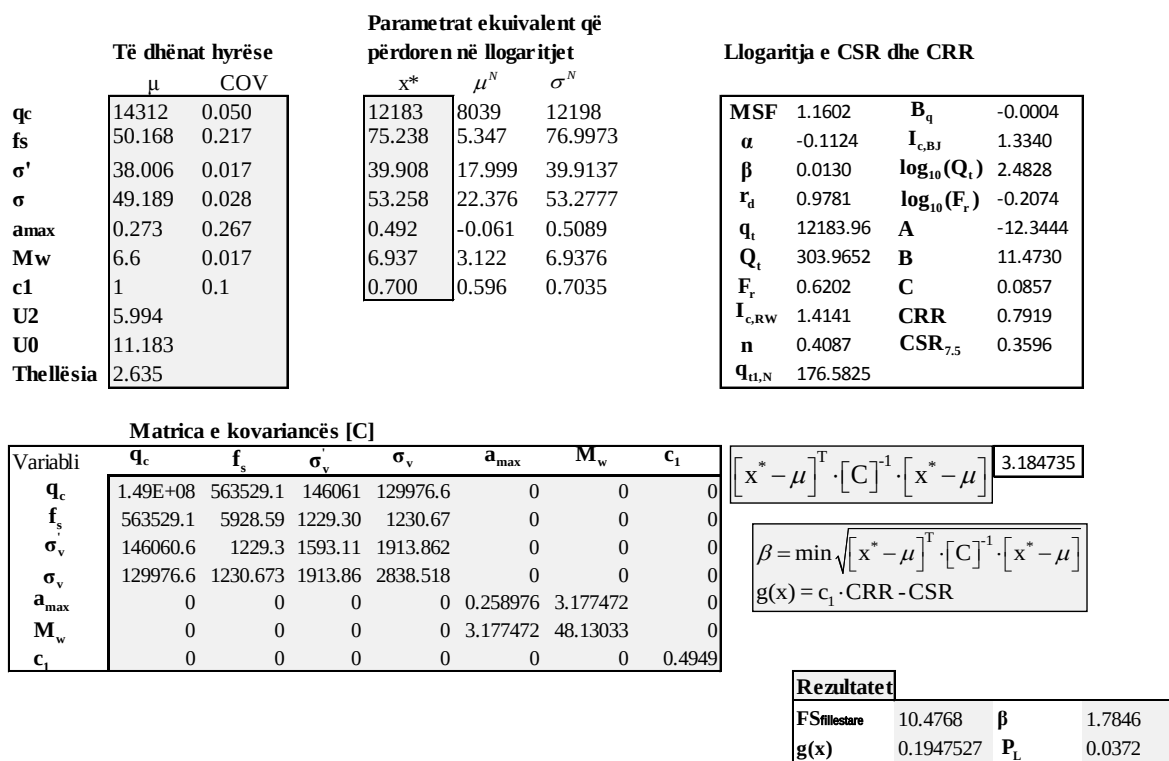


Figura B.33: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 2.51-2.76 m

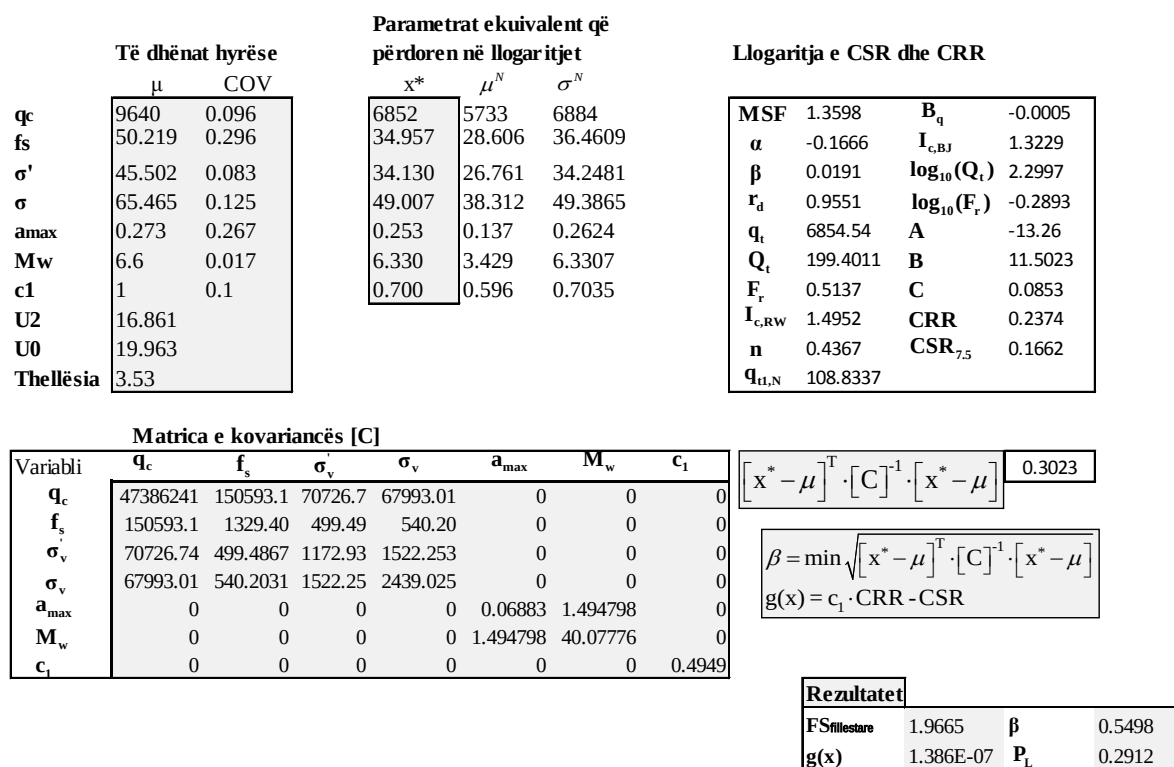


Figura B.34: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 2.76-4.30 m

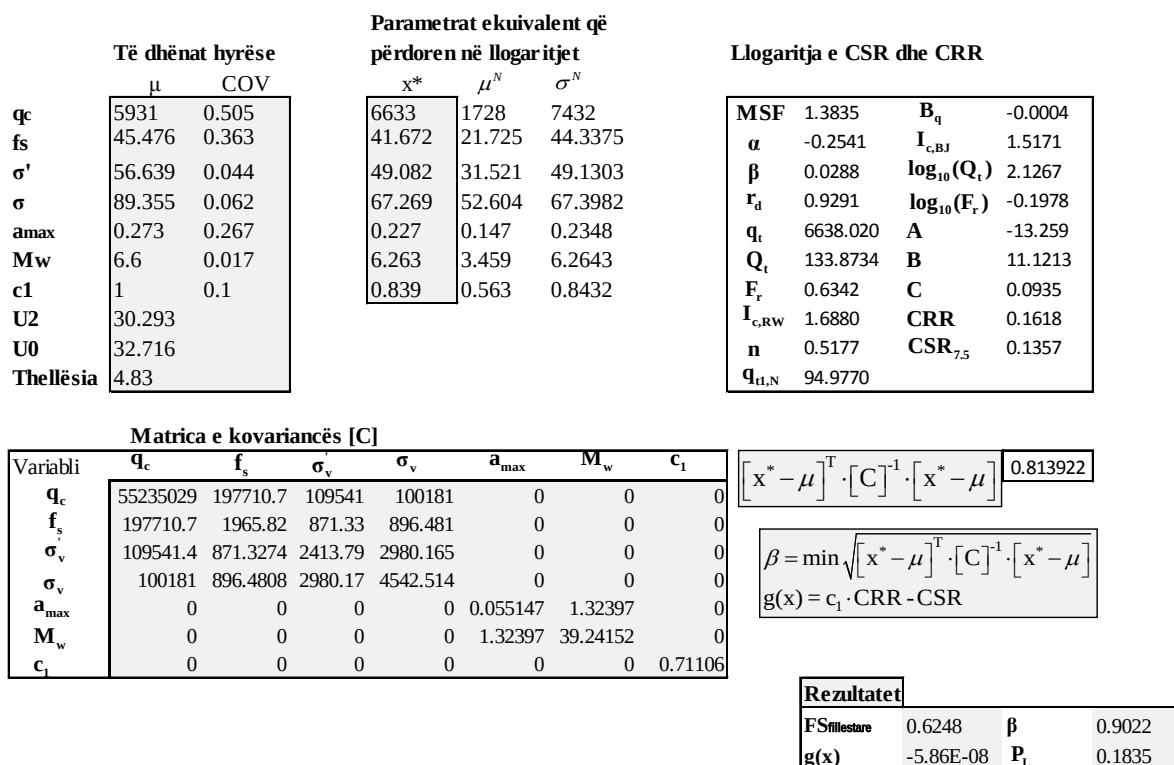


Figura B.35: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 4.30-5.36 m

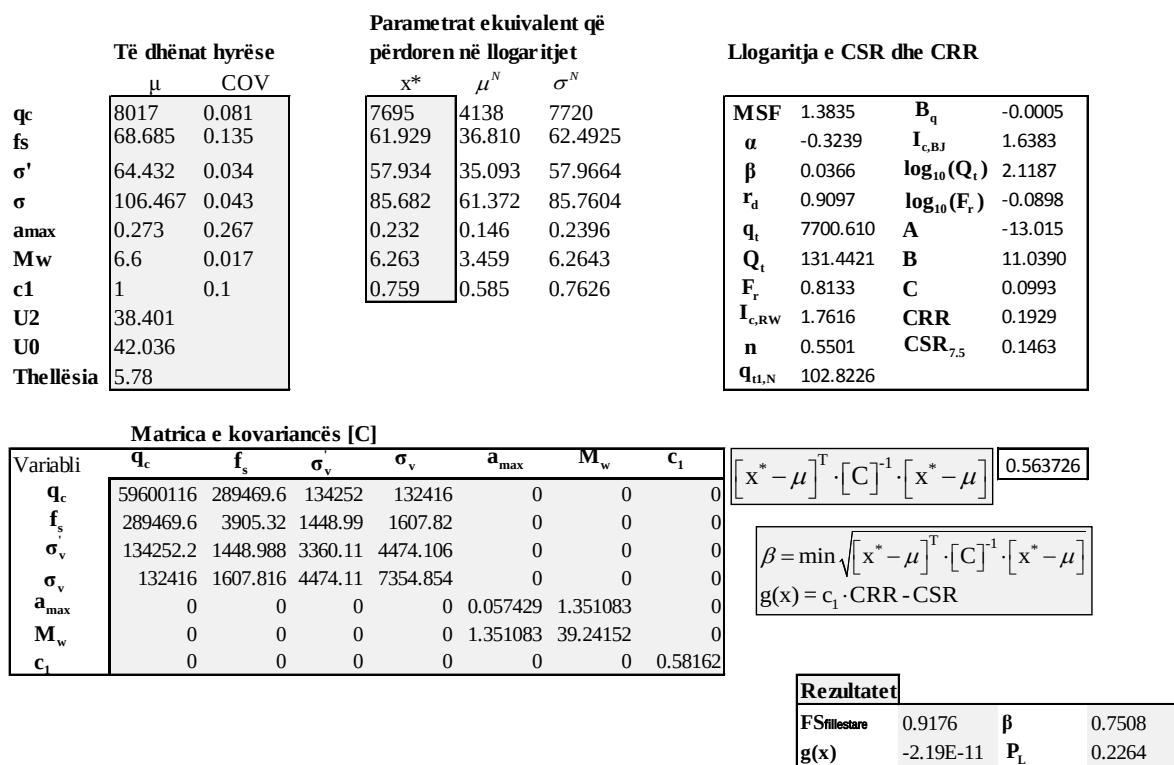


Figura B.36: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 5.36-6.20 m

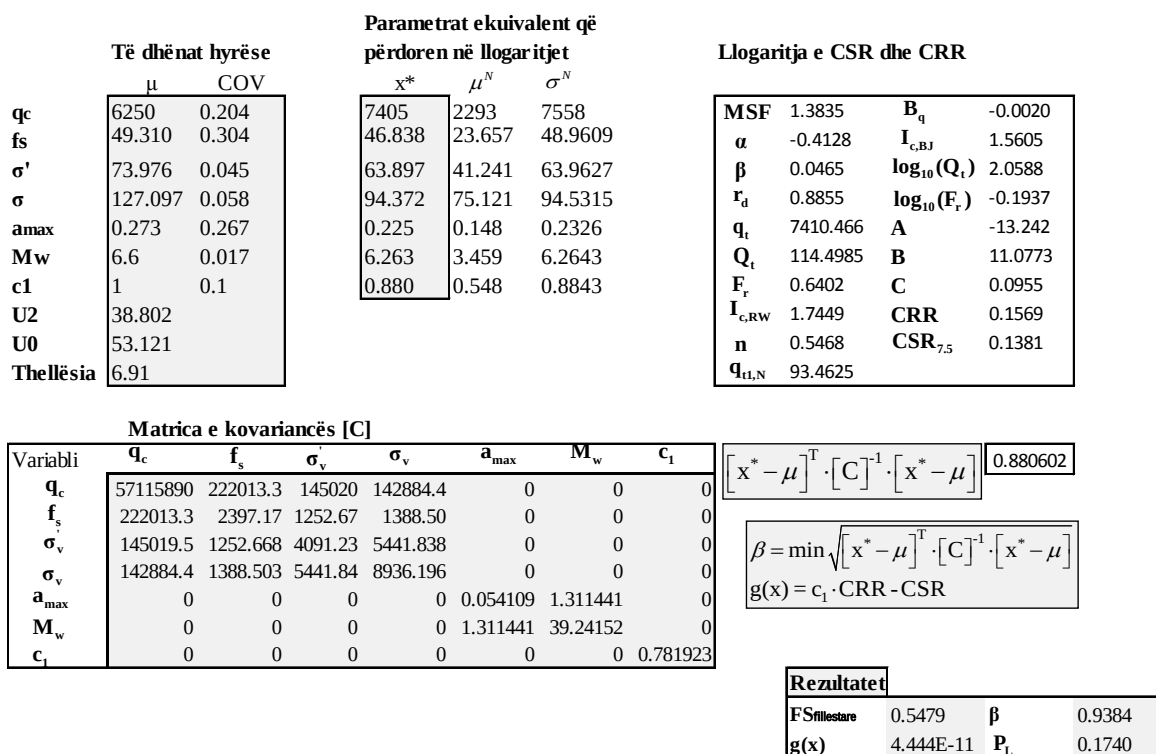


Figura B.37: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 6.20-7.62 m

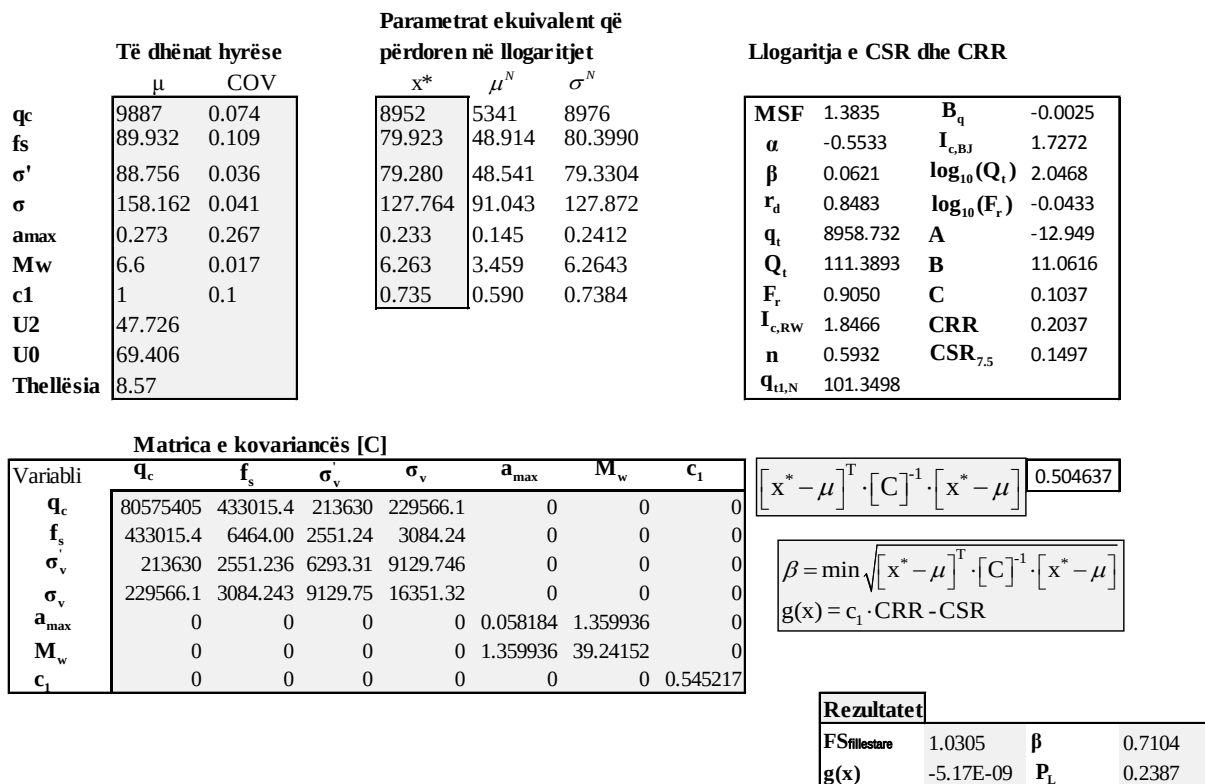


Figura B.38: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 7.62-9.52 m

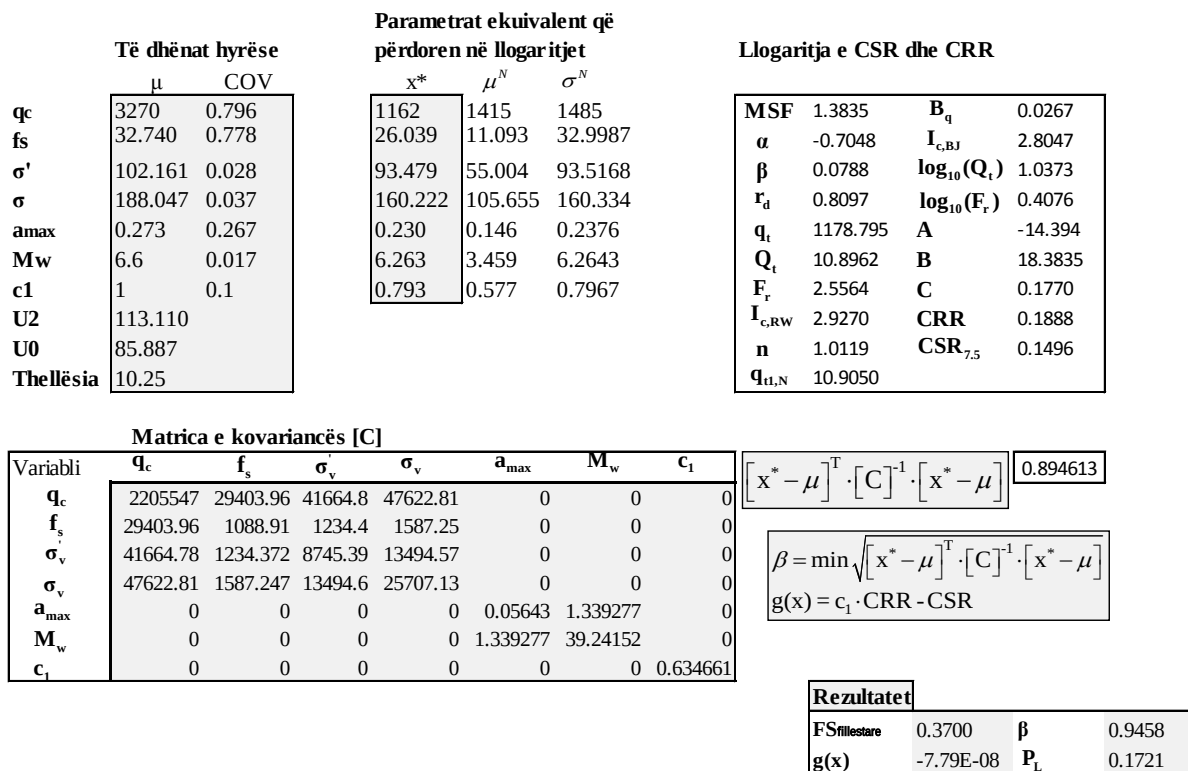


Figura B.39: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 9.52-10.98

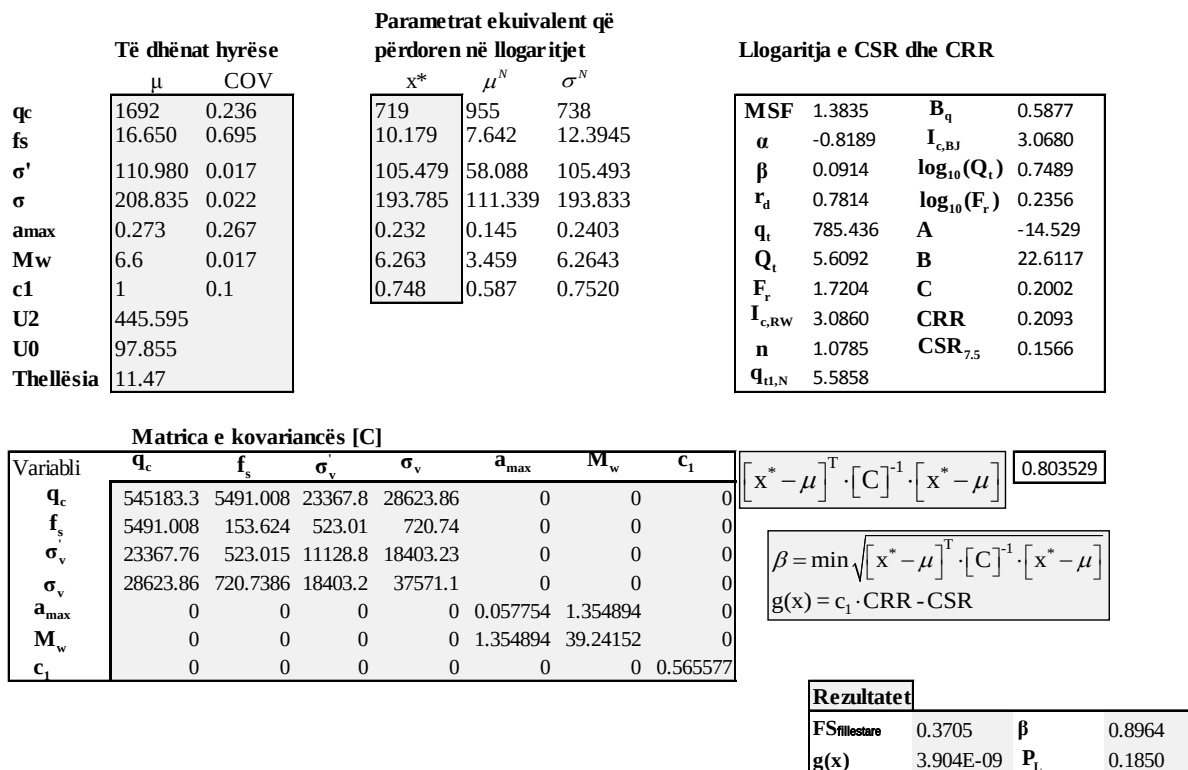


Figura B.40: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 06 (BH.06) për thellësi 10.98-11.96 m

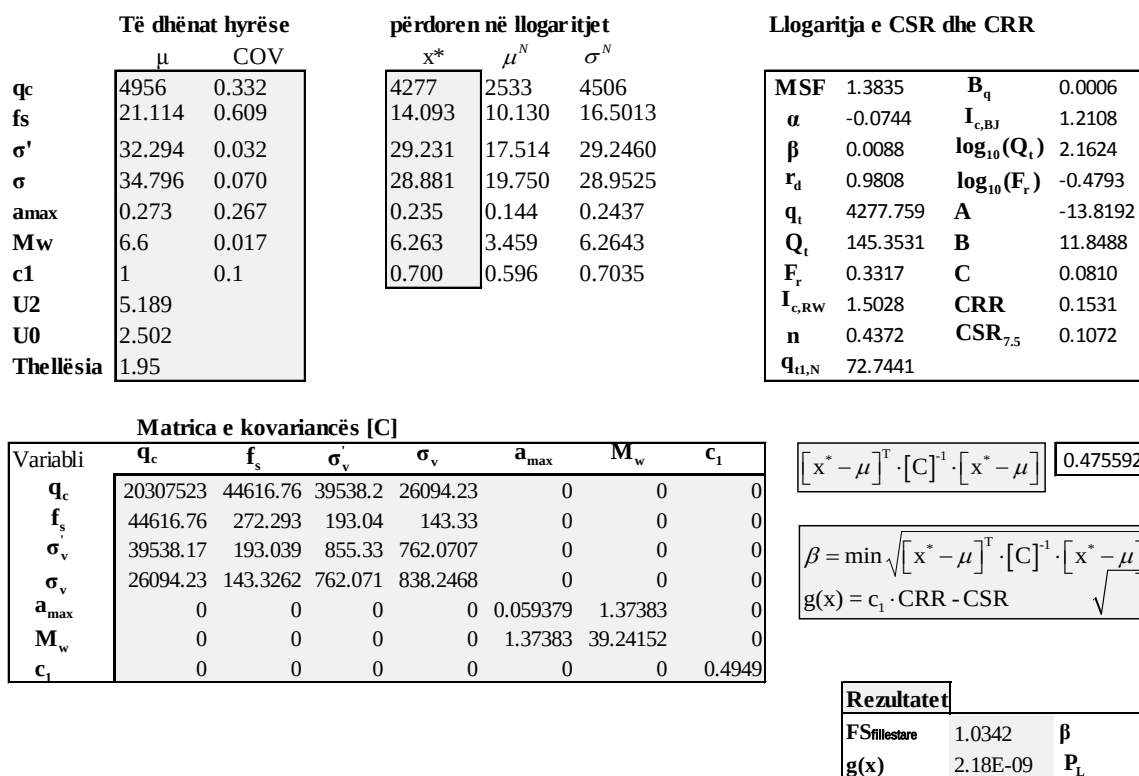


Figura B.41: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 1.70-2.20 m

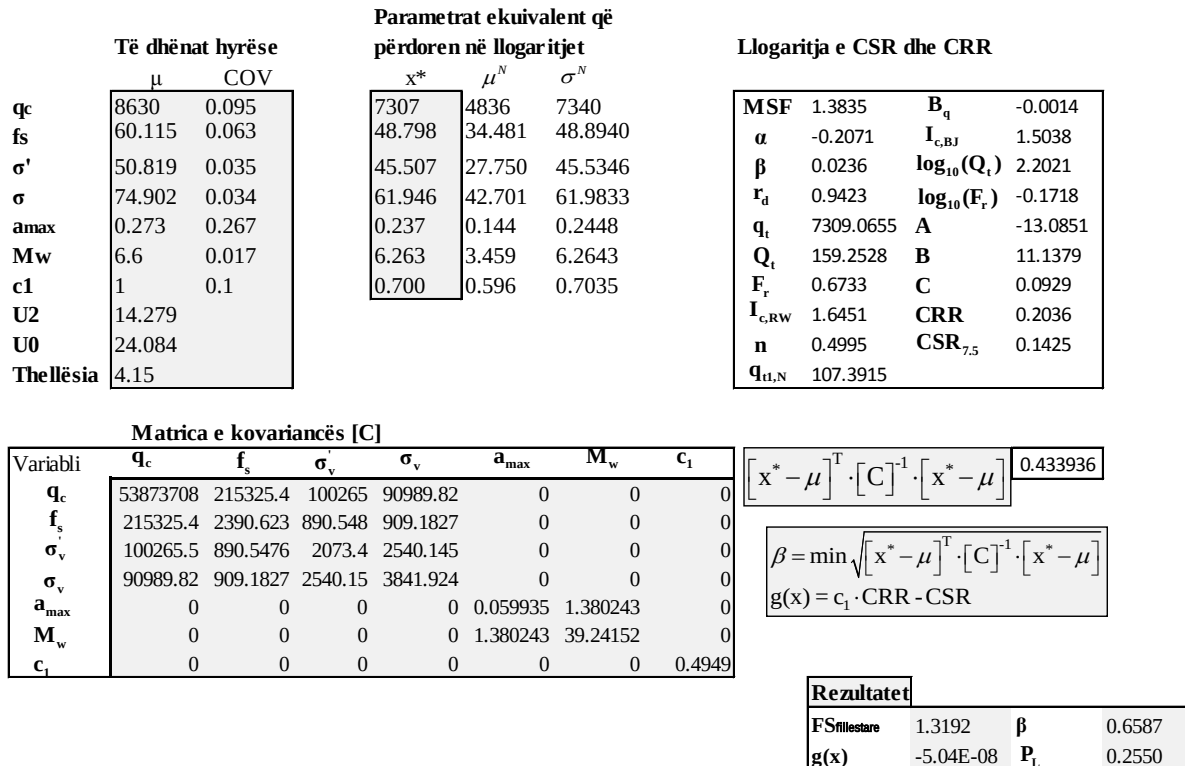


Figura B.42: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 3.53-4.77 m

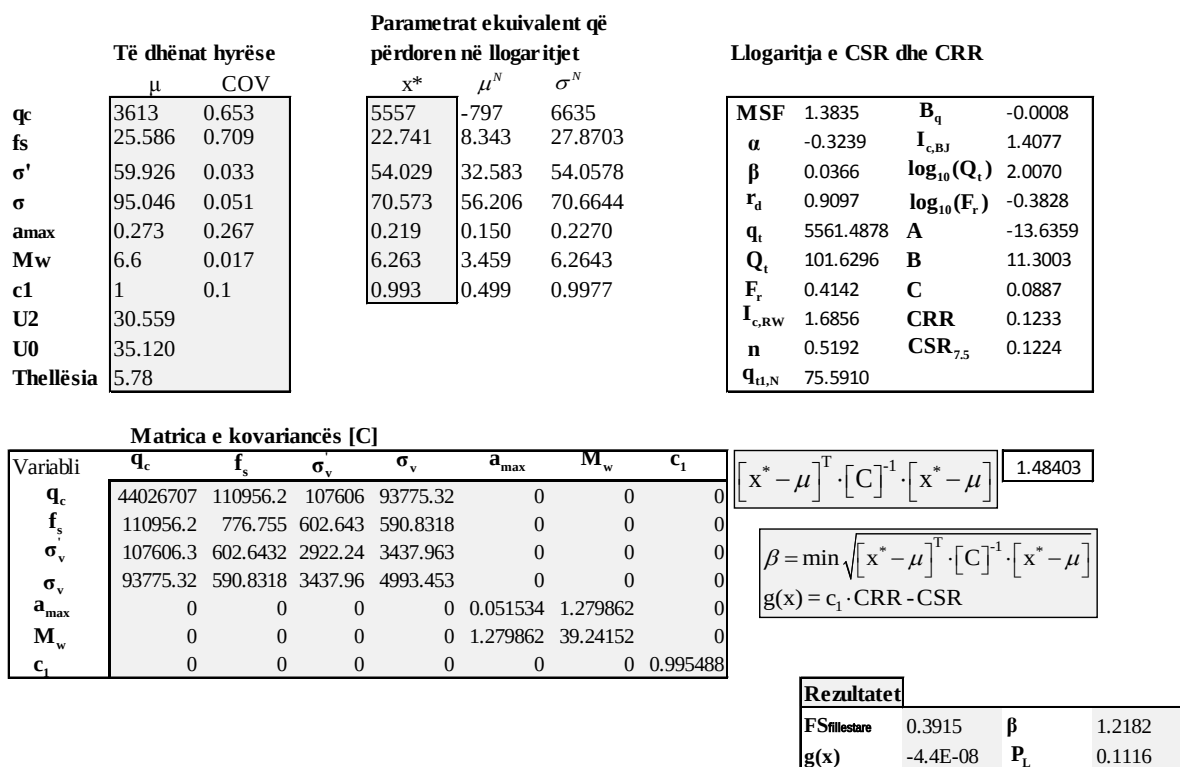


Figura B.43: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 4.77-5.78 m

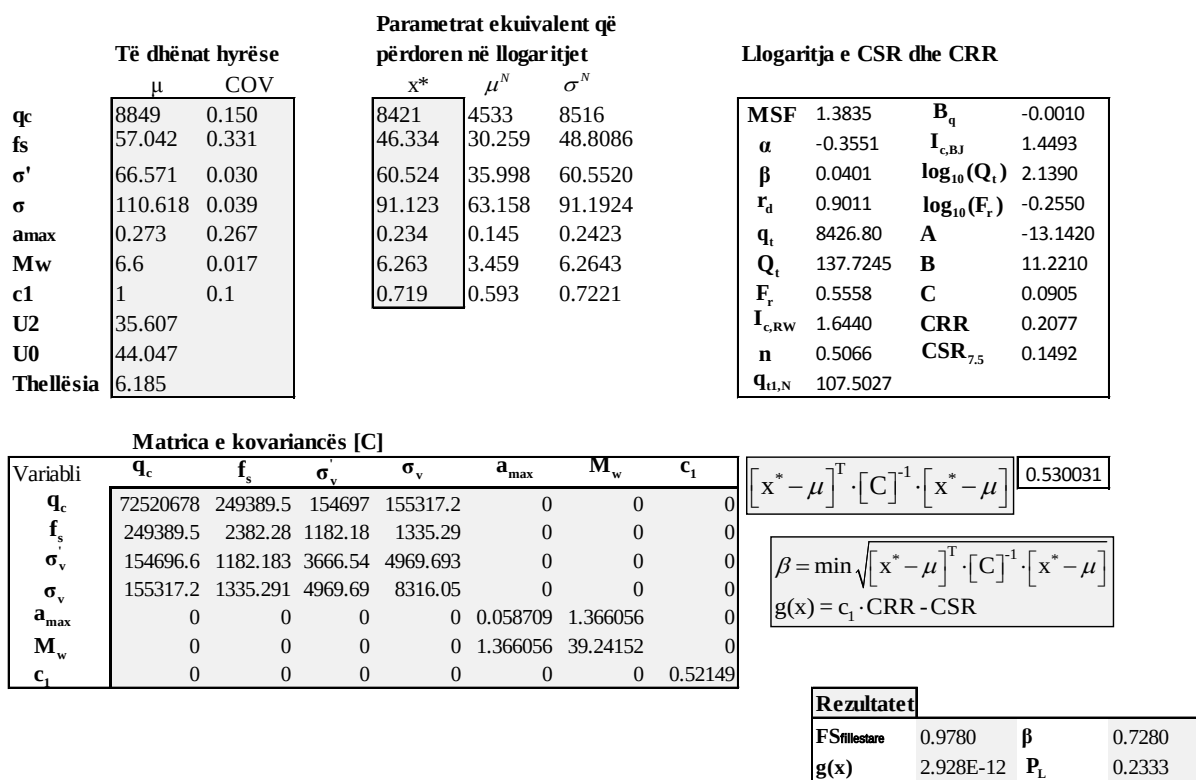


Figura B.44: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 5.78-6.59 m

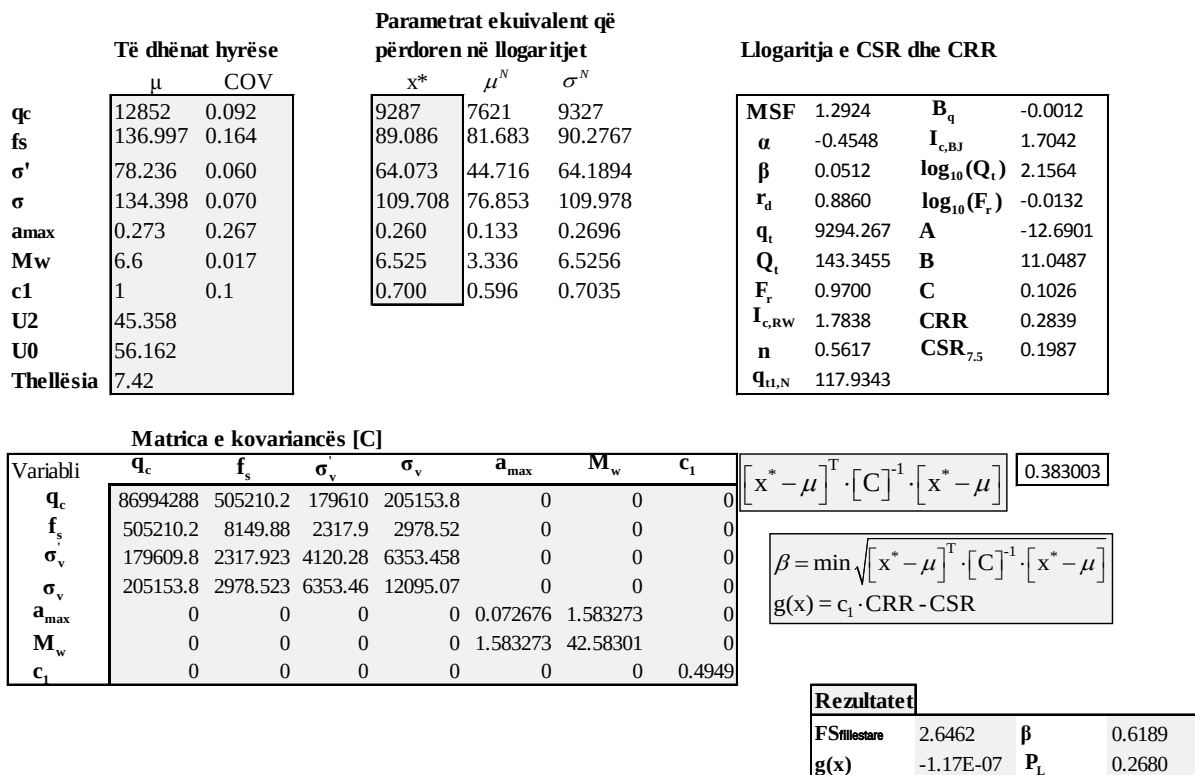


Figura B.45: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 6.59-8.25 m

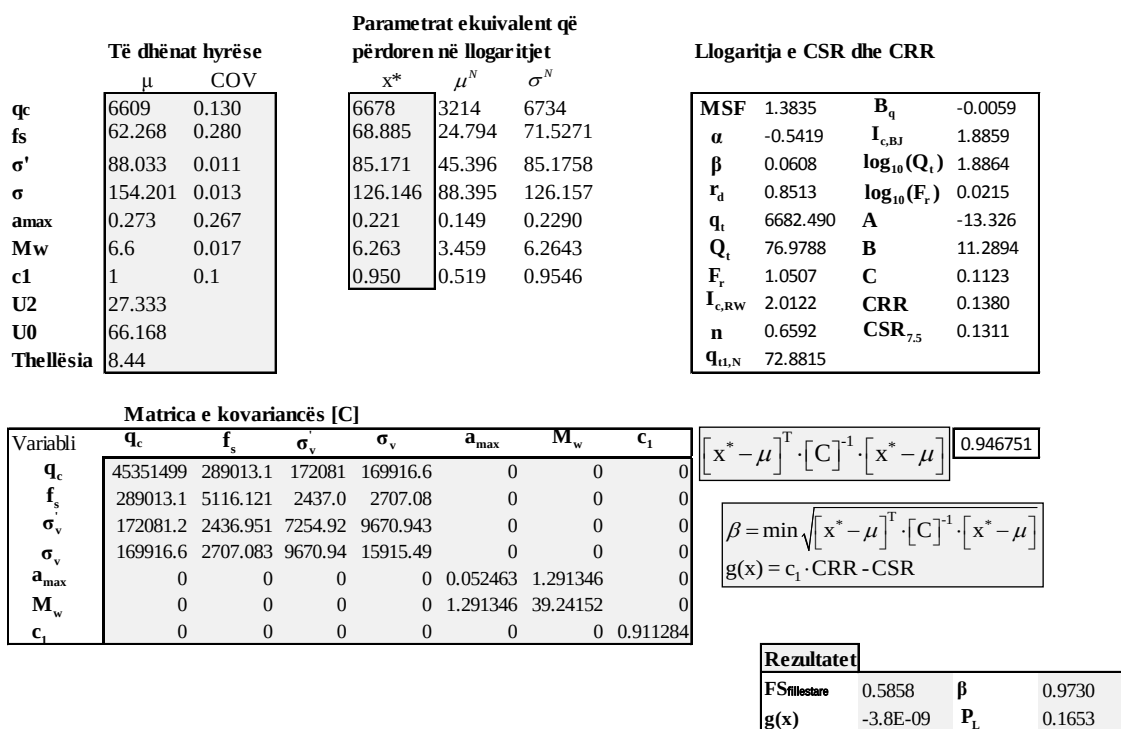


Figura B.46: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 07 (BH.07) për thellësi 8.25-8.63 m

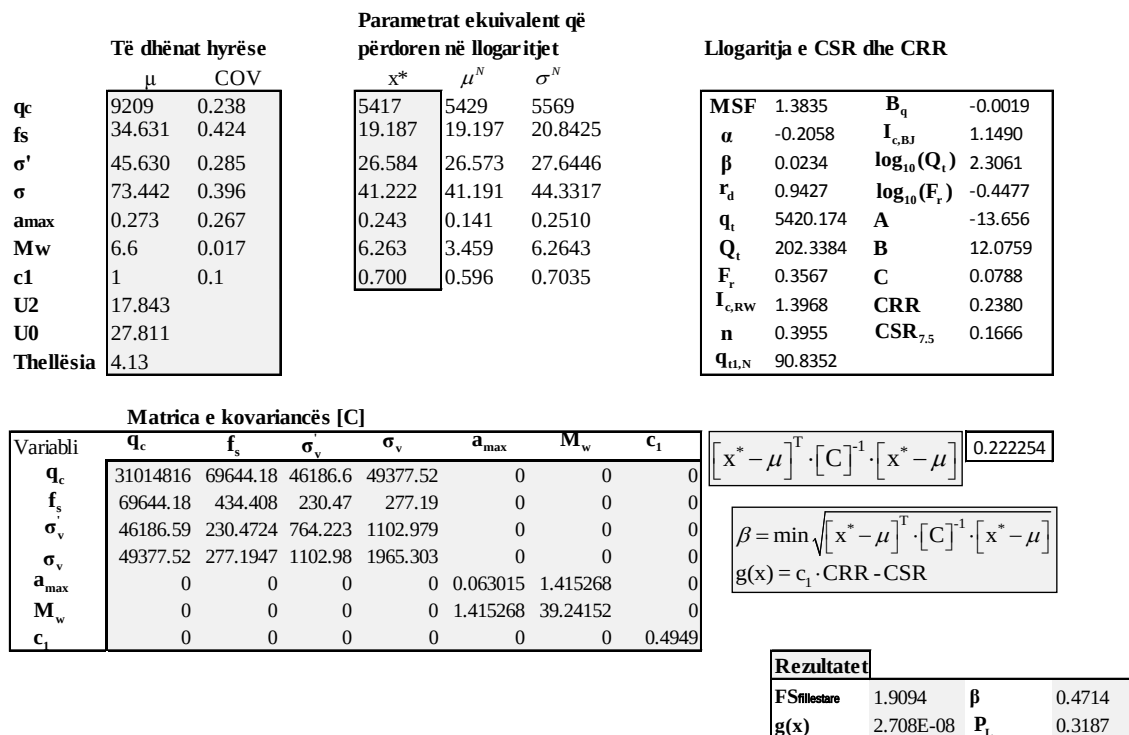


Figura B.47: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 08 (BH.08) për thellësi 1.3-6.96 m

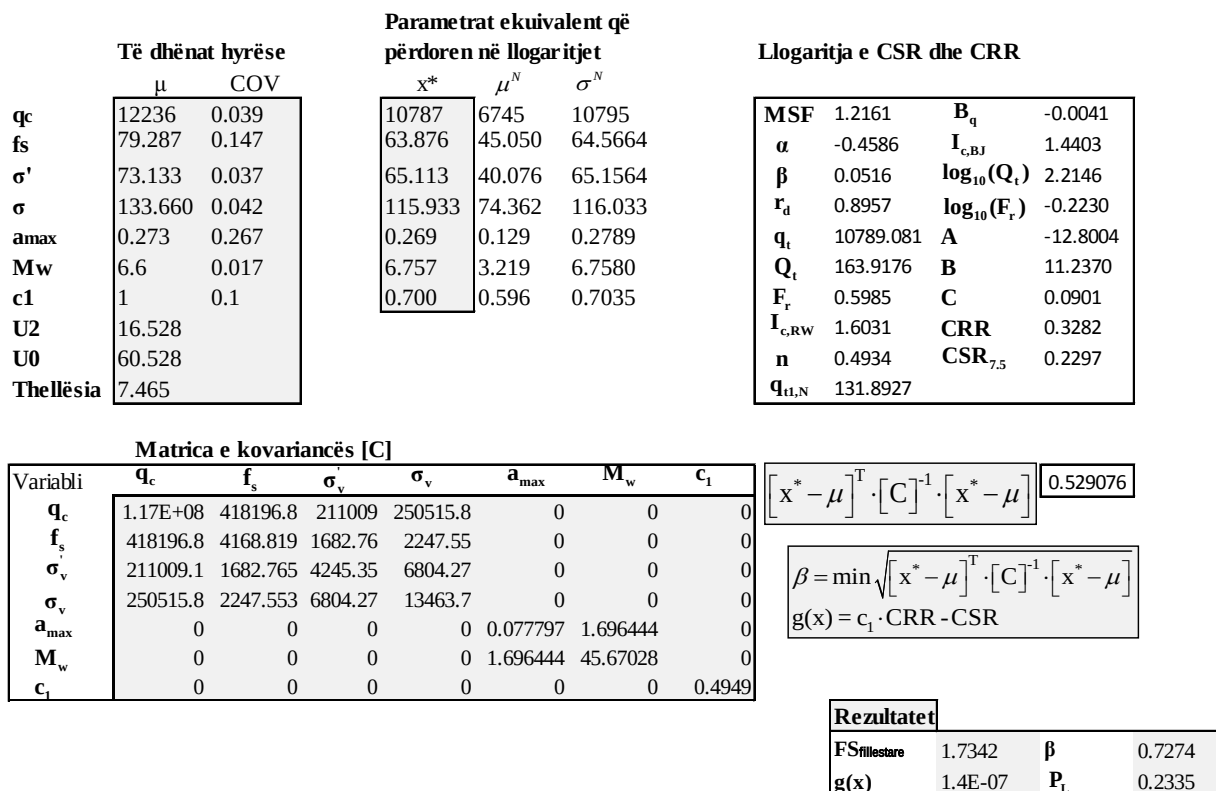


Figura B.48: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 08 (BH.08) për thellësi 6.96-7.97 m

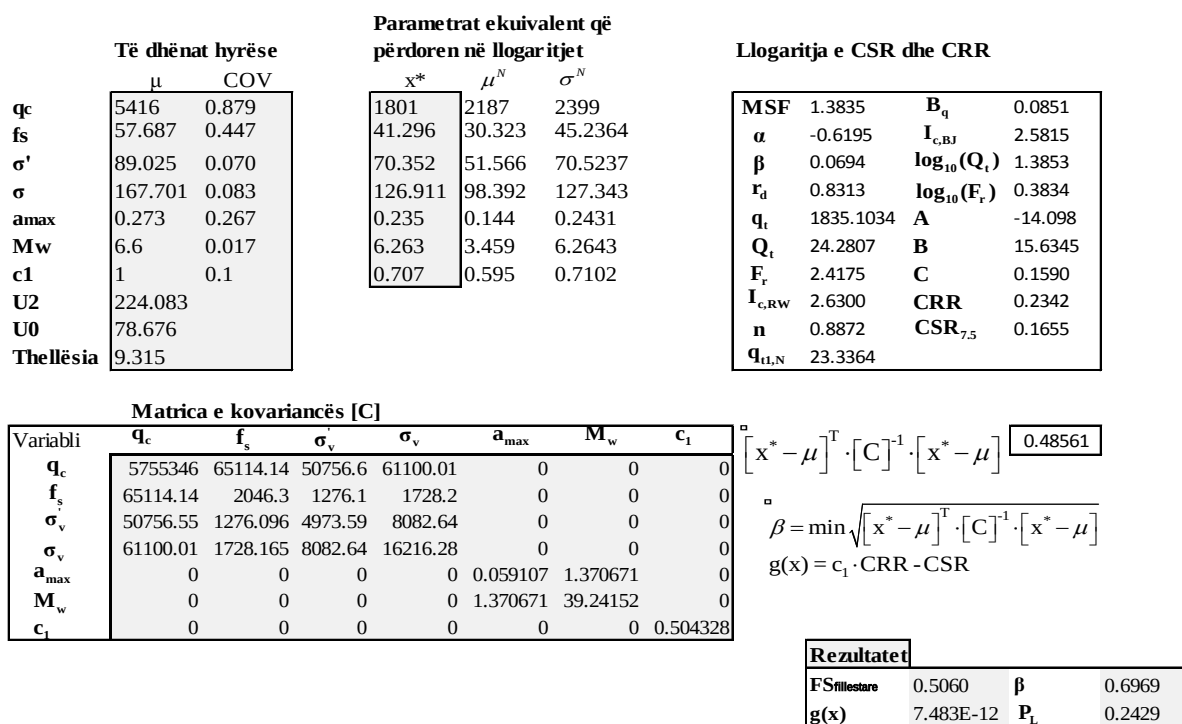


Figura B.49: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 08 (BH.08) për thellësi 7.97-10.66 m

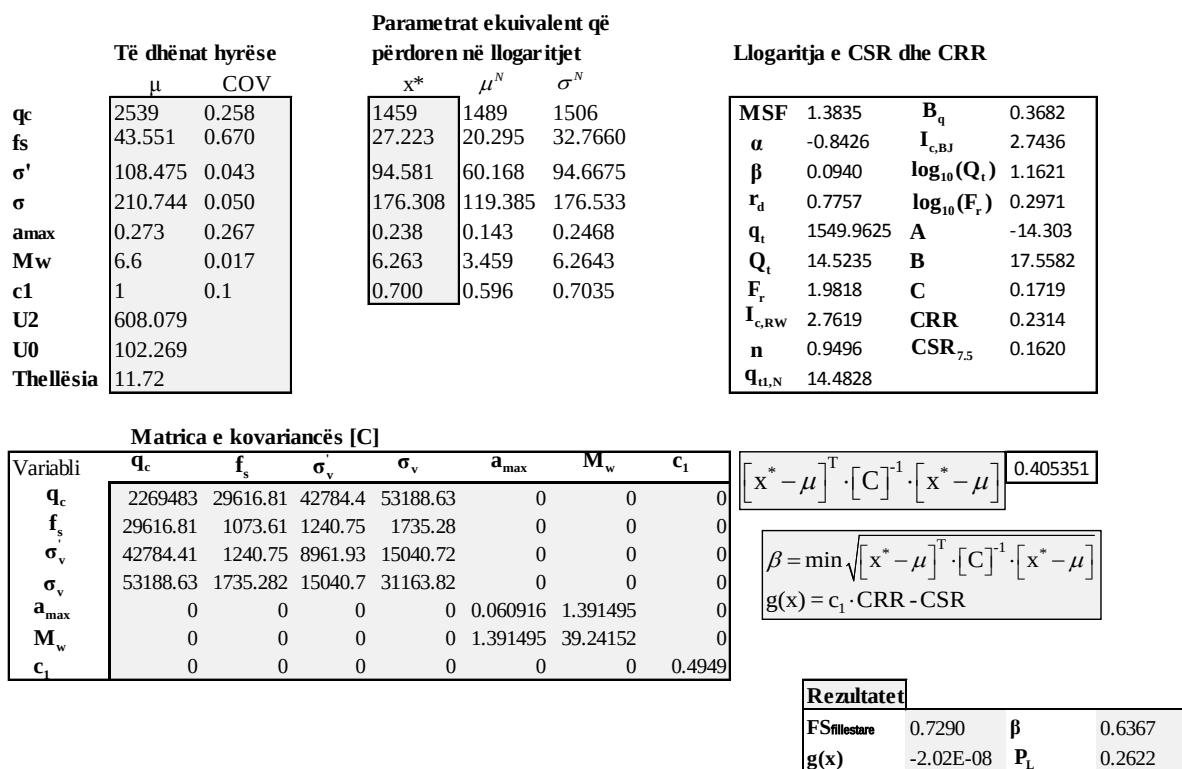


Figura B.50: Rezultatet e llogaritjes sipas metodës probabilitare bazuar në analizën e besueshmërisë për Pusin e shpimit 08 (BH.08) për thellësi 10.66-12.78 m